



TITLE:

節理性岩盤の透水性評価ならびに
基礎処理工法に関する研究(
Dissertation_全文)

AUTHOR(S):

角江, 俊昭

CITATION:

角江, 俊昭. 節理性岩盤の透水性評価ならびに基礎処理工法に関する研究. 京都大学, 2003, 博士(工学)

ISSUE DATE:

2003-01-23

URL:

<https://doi.org/10.14989/doctor.r11092>

RIGHT:

節理性岩盤の透水性評価ならびに
基礎処理工法に関する研究

平成 15 年 1 月

角 江 俊 昭

節理性岩盤の透水性評価ならびに
基礎処理工法に関する研究

平成15年1月

角 江 俊 昭

目 次

第1章 序論	1
1.1 研究の背景と目的	1
1.2 本論文の構成	5
参考文献	8
第2章 岩盤の透水性評価方法の現状と課題	10
2.1 概説	10
2.2 岩盤透水試験法	15
2.3 ルジオン試験	18
2.3.1 ルジオン試験の背景	18
2.3.2 試験方法	18
2.3.3 結果の解析方法	19
2.3.4 ルジオン値と透水係数の関係	21
2.3.5 ルジオン試験結果の評価	26
2.4 ルジオン試験における乱流の影響	32
2.5 高粘性流体試験による透水性評価	36
2.5.1 高粘性流体試験の原理と方法	36
2.5.2 試験結果の事例	39
2.6 まとめ	40
参考文献	41
第3章 岩盤割れ目内流れに関する基礎的実験	47
3.1 概説	47
3.2 実験方法	48
3.2.1 供試体	48
3.2.2 実験装置	48
3.2.3 実験条件	52
3.3 割れ目面の粗度計測	54

3. 4	水による実験結果	59
3. 5	粘性流体による実験結果	65
3. 6	まとめ	70
	参考文献	71
第4章	平行平板割れ目モデルにおける放射流に関する理論的考察	72
4. 1	概説	72
4. 2	平行平板割れ目内放射流における注入圧力と流量の関係	72
4. 2. 1	割れ目内流れによる圧力損失	73
4. 2. 2	割れ目流入部の圧力損失	81
4. 2. 3	乱・層流が併存する場合の注入圧力と流量の関係	82
4. 2. 4	レイノルズ数と抵抗係数の関係に関する理論的考察	83
4. 3	平行平板間放射流モデルによる透水試験	89
4. 3. 1	試験方法	89
4. 3. 2	試験結果と考察	90
4. 3. 3	数値解析による評価	97
4. 4	まとめ	106
第4章付録		
1.	平行平板間流れに関する運動量補正係数について	108
2.	傾斜割れ目の透水性について	113
3.	慣性力項の影響について	121
	参考文献	123
第5章	高粘性流体試験による透水性評価結果に関する理論的考察	124
5. 1	概説	124
5. 2	提案式に基づくルジオン試験時の注入圧力と流量の関係想定	124
5. 3	高粘性流体試験による層流状態での透水性評価	128
5. 3. 1	試験方法	128
5. 3. 2	試験結果解析方法	131
5. 3. 3	試験結果とその分析	133

5. 4	高粘性流体試験結果に関する理論的考察	149
5. 5	まとめ	152
第5章付録		
1.	提案式によるルジオン試験時注入圧力と流量の関係についての評価	154
2.	層流限界注入圧力についての評価	157
3.	ルジオン試験結果における乱流状態の評価	160
4.	原位置試験結果一覧	168
	参考文献	179
第6章 ダムにおける節理性岩盤の透水性評価事例		
6. 1	概説	181
6. 2	水理地質構造と止水対策工	183
6. 2. 1	水理地質概要	183
6. 2. 2	輝石安山岩の節理特性と透水性	187
6. 2. 3	浸透流量の予測と実績	195
6. 3	輝石安山岩層の透水性の再評価	201
6. 3. 1	高粘性流体試験による透水性の評価	202
6. 3. 2	流域の水収支モデルから推定される透水性	204
6. 3. 3	地下水流速測定から推定される透水性	208
6. 3. 4	調査・試験結果のまとめ	209
6. 4	浸透流解析による透水性の同定	211
6. 5	まとめ	215
	参考文献	216
第7章 節理性岩盤に対する効果的な基礎処理工法の開発		
7. 1	概説	217
7. 2	グラウトカーテンの品質確認調査	218
7. 2. 1	グラウトの分布状況調査結果	218
7. 2. 2	リムカーテンの仕上がり品質評価結果	220
7. 2. 3	原因分析	222

7. 3 急硬性グラウト材の品質評価	223
7. 3. 1 グラウト材の選定	223
7. 3. 2 止水グラウト材としての品質確認試験	224
7. 4 試験施工による効果確認	231
7. 5 実施工への適用と止水効果確認	238
7. 5. 1 急硬性グラウトによる注入効果の確認	238
7. 5. 2 止水効果の確認	242
7. 6 今後の止水処理設計・施工への提言	245
7. 7 まとめ	247
参考文献	248
 第8章 結論	 249
 謝辞	 253

第1章 序論

1. 1 研究の背景と目的

わが国は世界で最も水に恵まれた国のひとつである。しかし同時にまた水が多いためにこうむる災害も甚大である。昔から「水を制するものはよく国を制する」といわれるが、わが国において如何にして水資源を最大限利用し、また、如何にして水の猛威を軽減してゆくかが土木事業に関わる技術者の重要な問題となる¹⁾。河川の流水やダムに貯水される水は広く飲料水や工業用水とし生活や産業社会に不可欠であるとともに、流下するエネルギーや貯水によって得られる落差を利用して電気に変換されるなど実社会の基盤をなす源であるが、一方では洪水時の流水災害や雨水の地下浸透による斜面崩壊など防災上の大きな問題を招来することもある。また地下水に関しても、日本は古来から「名水」とされる湧水が多く、豊かで清澄な地下水を汲み上げ飲料水として重宝されてきているが、この豊かな地下水が土木工事において時として難工事を強いることになる²⁾。古くは丹那トンネル近年では青函トンネル工事における湧出水で「旧丹那トンネルの施工は水との闘いであった」と言わしめるような難問題にも遭遇することになる^{3) 4)}。

ダムの歴史においても地下を流れる水との闘いは古くからあり、ダム基礎や周辺岩盤からの漏水問題はその代表的なものである^{5)~7)}。欧米において19世紀後半以降、石灰岩や火山砕屑岩を基礎とするダムにおけるこのような問題に対して浸透抑止を目的にセメントグラウチングを主体とした基礎処理工法が開発され漏水問題に対処されてきた⁸⁾⁹⁾。その後石灰岩など透水性の高い基礎岩盤の処理において、特にアメリカのTVA計画においてそれに関する技術の大きな進展をみた。近年わが国においても溶食空洞を持つ石灰岩地域や火山性岩盤地域に作られるダムにおいて、湛水時の浸透流を抑制する目的で入念な調査や基礎処理が施される事例が多く報告されている^{10)~16)}。さらには岩盤内の浸透流と岩盤やダムの応力・変形との関係で問題を招来する事もある。フランスのマルパッセダムにおいて湛水時に基礎岩盤の断層に揚圧力がかかり基礎の浮き上がりにより大惨事を引き起こしたが、これは浸透水圧が基礎の応力状態に悪影響を及ぼした結果であった¹⁷⁾。また記憶に新しい事例としてはアメリカのティートンダムにおいて湛水による浸透水が基礎岩盤の処理不良とコア着岩部の特殊な低応力状態に起因したパイピング現象を引き起こし決壊という惨事を招くに至った¹⁷⁾。

ここで筆者が関わってきた水力開発、特に電源開発におけるダムと基礎岩盤からの浸透流問題との関係について、電源開発の歴史を振り返りながら論及することとする。

わが国の電源開発は水力の恩恵抜きに語れない。水力発電所は、明治21年（1888年）に宮城県の三居沢の紡績工場において、また一般事業用としてはこれに遅れること2年後に京都の蹴上発電所が運転を開始した。世界的な水力開発の歴史は、明治11年（1878年）フランスのパリ郊外のセルメーズが世界最初であるがこれに遅れることわずか10年程度であった。国産エネルギー資源の有効活用を図るべく、明治期から精力的な世界に類をみない水力資源に関する広範な調査が始まった。その結果として昭和初期からは大規模水力が地形的、地質的に恵まれた地点において次々と開発され、わが国の生活や産業社会の電気の太宗を支えた。さらに戦後、経済成長に伴う旺盛な電力需要に対応して、ピーク電源としての揚水発電所が、その経済性及び電力負荷変動の即応性に優れることから重要な電源として位置付けられ開発が進められた¹⁸⁾。

昭和40年代には、上池への河川の流量も多く一般水力としても発電可能な混合型揚水発電所が河川の中流から上流域に数多く建設された。混合揚水ゆえ河川の流況がよく、地形的に落差が得られやすいしかも地質的に堅硬で緻密な岩盤が分布するサイトが優先的にその経済性により選択され開発された。当社の混合揚水発電所としては利根川上流域の矢木沢発電所をはじめとし、犀川中流域の安曇、水殿さらに高瀬川発電所が順次建設された。ダムの形式は、大規模ダムではコンクリート重力式ダムがその大勢を占めていたが、昭和35年に重土工機械を用いた近代土木施工技術を導入し完成をみた御母衣ダムの実績を踏まえ、経済的に建設可能なロックフィルダムがその後急速に普及していった¹⁾¹⁸⁾。

この当時の大規模な貯水式発電所や大規模な混合揚水発電所に関連した大ダムの基礎処理の施工実績を見ると、特にフィルダムにおいて今日では常識となっているコア基礎部のブランケットグラウチングが施工されていない地点や面的にも長さ的にも部分的にしか施工されていない事例が見かけられる。またカーテングラウチングについても、同様な事例が認められる¹⁹⁾²⁰⁾。これはそうした地点のダム基礎岩盤が堅硬でしかも水密性に優れるゆえ、ダムの荷重や湛水による浸透力に対して力学的かつ水理的に安定であり、それを保証するに十分な高い岩盤強度や低い透水性を有している地点である証左であろう。

混合揚水式発電所の開発が進み、地点として経済的な適地が少なくなる中で、上池への河川流入量が極めて少ない河川の最上流域まで上ダムの立地サイトを広げ、極力下ダムとの落差を大きくして経済性を確保しようとする純揚水式発電所が登場することになる。この背景としては、500m級の超高落差でしかも大容量の揚水機器や高張力鋼による水圧鉄管などの技術開発の進展があり、これが地点選定の裕度の拡大や経済性の向上に大きく貢献した。当社では高瀬川発電所について開発された玉原発電所以降の揚水発電所は5地点（建設中も含め）になるが全て純揚水発電所である²¹⁾。

この発電方式の場合、上部ダム立地地点選定の裕度は広がるメリットはあり、これによる発電所としての経済性の向上が期待できる半面、上部ダム特有の問題を招来する可能性を大きくすることとなる。即ち、流域面積をほとんど持たない河川の最上流域に上ダムを立地することが多くなり、水理地質的な問題を招来する可能性が大きくなる。ダム流域面積が小さく雨水の地下水への涵養が少なく河川流量も極めて小さいこと、特に岩盤の透水性が大きい場合地下水への涵養量が少ないことで地下水位が低くなること、最上流ゆえ湛水域を取り囲む稜線は低くなり、湛水による浸透経路が短くなりこと、最上流域ゆえ河川侵食の進行が遅く岩盤の風化が進展している可能性が高いこと、あるいはダム湛水時の流域の流水による貯水に期待できないこと、貯水時に地山等へ浸透する水量を流入河川流量以下に低く抑えることが必要となることなど様々な課題を抱えることになる。以上の特性は上部ダムサイト周辺に広がる岩盤の地質構造や水密性に大きく依存すると考えられるが、概ね予想される共通的な地形的、水理地質的特質である。最近の事例においても、純揚水発電所の上部ダムを前述の水理地質的な課題を解決するためにダムのみならず湛水池全面を表面フェーシングする地点が散見される。純揚水発電所ゆえに特殊な設計が要請されることになる。

筆者は昭和50年代前半に純揚水式発電所の建設に関わり、その上部ダムの設計や工事監理を担務した²²⁾²³⁾。その中で前述した水理地質的な課題に関連した調整池周辺からの浸透流問題に直面した。このことが本論文のテーマを研究するきっかけとなった。

ダムサイトは先に述べたように小河川の最上流域に位置し、流域面積も数 km^2 と小さく、概ね前述の地形的、水理地質的特質を有する地点であった。ダムサイト左岸一帯には第四紀の火山性安山岩が広がり、開口割れ目を有する節理性岩盤がダム基礎や湛水池左岸側に分布した。ダム基礎の透水性評価においてはルジオン試験²⁴⁾²⁵⁾を用い

るのが一般的であり、当地点においても調査段階で同試験によりその透水性を調査した。その結果、100 ルジオンを超える高い箇所も散見されたが平均的には数十ルジオン程度と評価され、調整池左岸周辺に対して浸透流抑制の対策工を講じた。工事完了後湛水を始めたところ、湛水池左岸から当初予測した量を大幅に上回る浸透水量を観測した。その後、各種調査・検討を進める中でルジオン試験の結果得られるルジオン値は、元来注入圧力 1Mpa (10kgf/cm²) 相当での注入流量を表す指標であり、湛水により岩盤内の生じるであろう層流状態での透水性を表すものでないものと判断された。特に高透水性の岩盤においては、ルジオン値に概ね $1 \times 10^{-5} \text{cm/s}$ を乗じて換算される透水係数は層流状態での透水性に対して極めて過少な値となることが判明し、これらのことが浸透流量の予測を過小に評価した大きな要因であった。これらの経緯については後の章で詳述する。

筆者が建設に関わった当時はこうした高透水性岩盤の透水性評価に関して、ルジオン値との関係を分析した論述や知見が無く、その後しばらくして渡辺²⁶⁾や山口・松本^{27)~30)}らによりこの問題が取り上げられるようになった。

ダム基礎や湛水池周辺岩盤の透水性を的確に評価することは極めて重要である。近年ダムの立地地点は必ずしも良好な地形・地質条件に恵まれず、ダム工事費に占める基礎処理工事費の比率は小さくない。調査設計段階における立地地点の岩盤の透水性評価やこれを踏まえた浸透流解析の結果は、基礎処理の工法や施工範囲など基本設計に大きく左右しダムの経済性に与える影響も小さくない。

そうした意味で、石灰岩が分布する地域や第四紀のみならず第三紀のグリータフ地域の火山岩性岩盤や大規模な貫入岩や断層を伴う地域などにおいては、ダム基礎だけでなく湛水池や湛水池周辺岩盤に対して湛水による浸透流評価に焦点を当てた調査が極めて重要である。地質構造や岩盤の透水性や地下水位など水理地質的な特質について広範にしかも入念に調査・評価することがダムの立地可能性評価や経済性評価に不可欠である。

筆者は以上述べたように、ダム湛水時における予想外の浸透流量を経験し、その原因を追及する中で種々検討考察を進めてきた。

本研究の第一主題は、開口割れ目を有するような高透水性岩盤の透水評価に関するルジオン値の意味を理論的に考究し、層流状態での透水性の解明を試みることである。

また、初期湛水時の浸透流の挙動から、開口割れ目の有する岩盤においては、従来

から一般的に用いられるセメントグラウトによる基礎処理は必ずしも有効でないことが判明したことから、わが国で初めての採用となるゲルタイムを調整できるグラウト材を用いたグラウチング工法を開発することとした。これに関する考究が本研究の第二の主題である。

1. 2 本論文の構成

本論文では、前述の現場経験を踏まえ筆者がこれまでの進めてきた研究^{31)~35)}を基本に、第一の主題である開口割れ目を有する岩盤の透水性評価に関しては第2章から第6章において、また、第二の主題であるそうした高透水性の岩盤への効果的なグラウチング工法の開発については第7章において論述する。その構成は次の通りである。

第2章では岩盤の透水性評価について、現位置での試験方法を概観し、それぞれの試験方法の適用範囲と問題点を明らかにする。各種試験方法の中で「ルジオンテスト技術指針」²⁵⁾として標準化され、ダム基礎岩盤の透水性評価や基礎処理における改良目標値の基準とされているルジオン試験について、その適用における問題点や課題を明確にする。さらに開口割れ目を有するような節理性岩盤に当試験を適用する場合、試験時に乱流が発生する可能性が高くなるが、これがルジオン試験に与える影響について既往の研究成果を検討する。その上でこうした問題に対する解決方法としての高粘性流体を用いた定圧注入試験について、その考え方や適用事例を検討する。

第3章では、水によるルジオン試験においては、開口割れ目を有するような岩盤では乱流が発生している可能性が高いことから、岩盤割れ目モデルを1次元的に再現し、割れ目の状態、割れ目幅、動水勾配などを変化させ、層流から乱流に遷移する要因を実験的に解明する。また高粘性流体を用いた同様な試験を行い、流体の粘性を高めることにより乱流状態を層流状態にし得ることを検証する。

第4章では前章での知見を踏まえ、ルジオン試験の試験ステージに遭遇する岩盤割れ目を平行平板モデルに単純化し、乱流が発生する場合の注入圧力(P)と注入流量(Q)の関係を理論的に考察し定式化を試みる。次に、このPとQの理論的な関係について、実験によりその妥当性を検証する。さらに、ボーリング孔から割れ目への流入箇所での流動性状については実験では詳細に把握できないため、FEM解析を実施し、入り口部の流動性状とそれに起因する損失に関して確認する。

第5章では、まず、各種割れ目モデルを想定し、割れ目幅の3乗に比例して計算さ

れる層流状態での透水性に対して、上記提案した P-Q 関係から求められるルジオン値がどのような関係になるか試算し両者の乖離度合いを確認する。次に、開口割れ目を有する実岩盤にて実施した高粘性流体試験の結果に関して、ステージごとの開口割れ目の特性を踏まえ、限界レイノルズ数を算出し考察する。また同試験から得られる層流状態での透水性と通常のルジオン試験から得られるルジオン値との関係について、理論的に推察される両者の関係と比較し考察を加える。提案式を適用するに当たり、孔内での割れ目調査から得られた割れ目密度、割れ目幅分布などからステージ内の割れ目モデルを単純化し、層流状態でのルジオン値と乱流状態でのルジオン値を理論的に算出する。

第6章では、筆者が経験した T ダムの水理地質特性、とりわけ開口割れ目を有する火山性安山岩の地質特性ならびに透水性を述べ、さらに浸透流量を抑制する目的で実施した基礎処理対策工と湛水過程での浸透流実績に論及する。その後追加実施したトレーサー調査や水収支モデルからの推察などマクロな観点からの透水性評価さらには先に述べた高粘性流体を用いた定注入圧試験の結果を踏まえ、安山岩の透水性を再評価する。これらの知見を踏まえ湛水過程での浸透流実績を反映すべく、逆解析的に安山岩の透水性を検証する。

以上が開口割れ目を有する節理性岩盤の透水性評価に関する論述である。

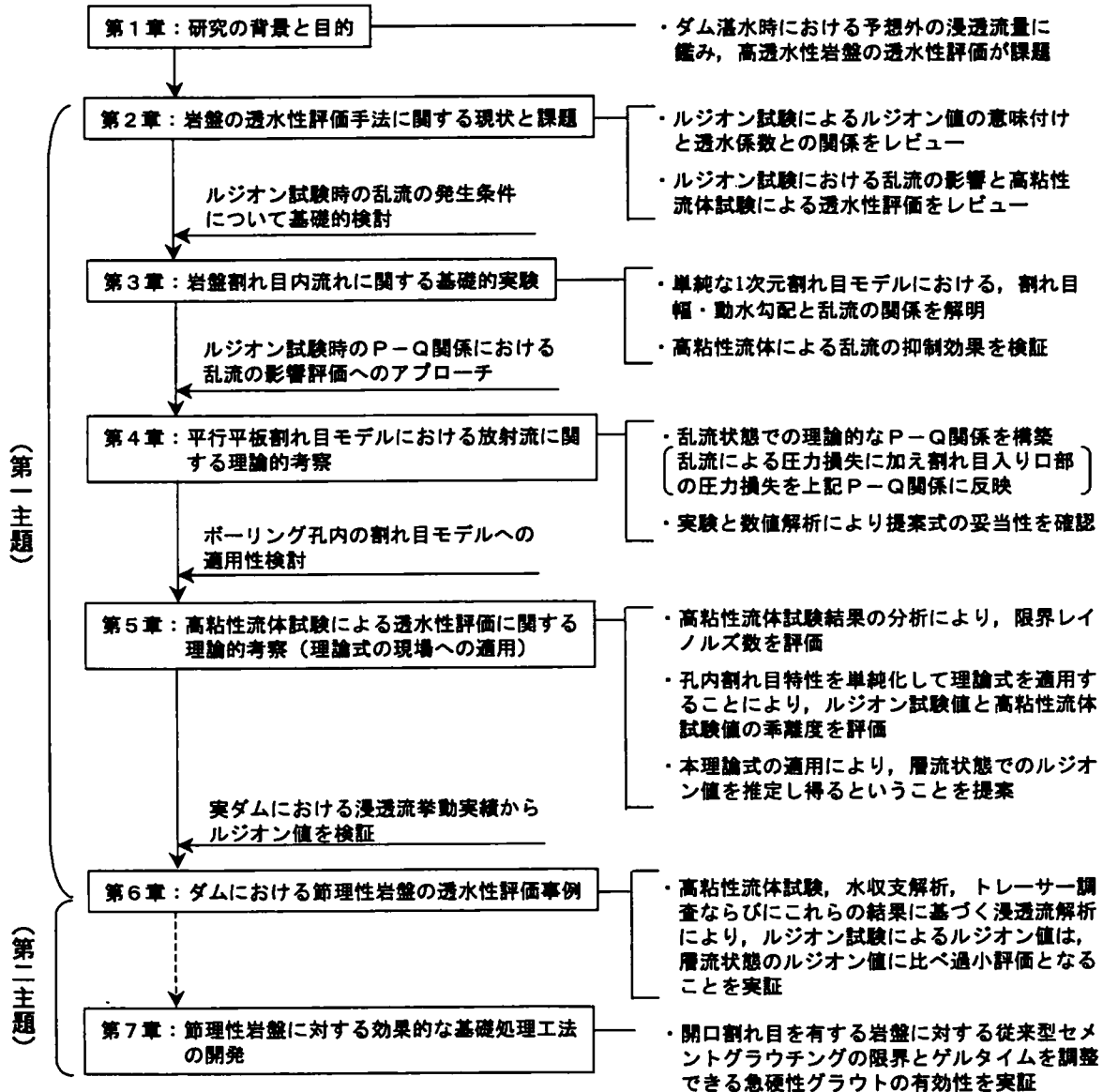
第7章では、こうした開口割れ目を有する節理性岩盤に対して通常のセメントグラウチングでは限界があり、ゲルタイムを調整できるグラウト材の有効性を論述する。

まず、第6章における湛水過程での浸透流の逆解析により、安山岩の上位になるとグラウトカーテンの仕上がり幅が薄くなっていると推察され、これを受けて実施したグラウトカーテンに関する調査の結果を踏まえその原因を考察する。

次にそうした原因を踏まえ、開口割れ目の節理性岩盤に対して有効に注入されるであろうグラウト材として、ゲルタイムを調整できる急硬性グラウト材を選別し品質確認試験で所要の性能を確認する。現場にて施工試験を行いその有効性を確認し注入仕様を検討する。これらの結果を踏まえ、セメントグラウチングによる既施工のグラウトカーテンを補強する工事を実施したが、その結果として地下水位ならびに浸透流量の実測データから所要のグラウトカーテンの形成を確認する。これにより急硬性グラウト材を用いたグラウチング工法が有効で効率的な工法であることを実証する。

《本研究のフローチャート》

(概 要)



参考文献

- 1)土木学会編：日本の土木技術—100年の発展の歩み—, pp13—60, 1965.
- 2)河野伊一郎：地下水工学, 鹿島出版会, pp162—176, 1997.
- 3)秋永芳郎, 三谷卯一郎, 伊藤直彦他：トンネル百年, 毎日新聞, p.233, 1968.
- 4)鶴田博昭, 川下正行, 佐々木幹夫：青函トンネル作業坑（吉岡方）の異常出水, トンネルと地下, vol.7, no.10, pp.7—15, 1976.
- 5)Lugeon,M.:Barrages et geologie,Dunod Paris,1933.
- 6)International Commission on Large Dams : Lessons from dam incidents, 1069p., 1974.
- 7)U. S. Commission on Large Dams:Lessons from dam incidents, USA, 387p., 1975.
- 8)Glossop.R. : The invention and development of injection processes, Geotechnique, pp.91—100, September, 1960.
- 9)米倉亮三他：最新地盤注入技術総覧, 産業技術サービスセンター, pp.366—372, 1997.
- 10)美利河ダムの基礎処理：北海道開発局, 1992.
- 11)竹林征三：大快挙を成し遂げた美利河ダムの基礎処理試験, ダム技術, No.65,pp.30—33, 1992.
- 12)広田泰久, 竹林征三, 栗田昭朗, 田村徳郎, 森国康：真名川ダムの基礎処理グラウチング, Vol.32, No.9, pp.61—69, 1977.
- 13)同上：同上, No.10,pp.96—104, 1977.
- 14)丈達俊夫, 大本家正, 岩淵寿郎：亀裂性岩盤を対象としたモルタル注入試験について, ダム技術, No.127, pp.51—66, 1997.
- 15)奥田宏明, 藍田正和, 西野建三：上大須ダムのブランクットグラウチングについて, ダム工学, No.10, pp.29—40, 1993.
- 16)初倉克幹, 松本健朗, 三沢政次郎：深追ダム池敷に伏在する溶岩トンネルの評価, 日本応用地質学会昭和 55 年度研究発表会,1980.
- 17)君島博次訳；ダムの公共と安全—世界の重大事故例と教訓（「Dams and Public Safety」;Robert B.Jansen), 東海大学出版会, pp.177—182, pp.217—244, 1983.
- 18)電力土木技術協会編；水力百年史, pp.4—92, 1992.

- 19)土木学会編：ダム基礎岩盤グラウチングの施工実例集，1973.
- 20)土木学会編：ダム基礎岩盤のグラウチングの施工指針，土木学会，pp1-77，1976.
- 21)東京電力編：東京電力三十年史，pp823-831，1983.
- 22)東京電力編：玉原発電所建設工事報告，pp131-401，1985.
- 23)東京電力編：玉原発電所建設工事報告（Ⅱ期工事），pp55-122，1987.
- 24)土木学会編：ダムの地質調査，土木学会，pp1-188，1977.
- 25)建設省河川局監修：ルジオンテストの技術指針・同解説，（財）国土開発技術研究センター，1984.
- 26)渡辺邦夫，芦川亮一：割れ目岩盤の透水試験における乱流の影響評価の試み，第17回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集，土木学会，pp.161-165，1985.
- 27)松本徳久，山口嘉一，澁市秀雄：高粘性流体を用いた透水試験，第23回土質力学研究発表会講演集，pp.125-126，1988.
- 28)山口嘉一，澁市秀雄，松本徳久：ルジオンテストにおける乱流の影響と対策，第21回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集，pp.401-405，1989.
- 29)山口嘉一，松本徳久：岩盤のルジオン値と透水係数の関係，土木学会論文集，No.454／Ⅲ-20，pp.123-126，1992.
- 30)山口嘉一：「ダム基礎の浸透機構の解明に関する研究」，大阪大学学位論文，pp.22-64，1993.
- 31)角江俊昭，久保田克寿，萩原義孝：ルジオン試験結果の評価について，第25回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集，岩盤力学委員会，pp.471-475，1993.
- 32)角江俊昭，白土博司：節理性岩盤の透水性評価について，亀裂性岩盤の浸透流問題に関するシンポジウム講演論文集，地盤工学会，pp.211-216，2001.
- 33)角江俊昭，石井清，吉越洋：節理性岩盤の透水性評価に関する一考察，土木学会論文集（2002.12掲載予定）
- 34)角江俊昭，岸裕和，西垣誠：節理性岩盤のルジオン値と透水性の関係とその評価方法，土木学会論文集（投稿中，2002.3受理）
- 35)角江俊昭，石井清，吉越洋：高透水性岩盤への急硬性グラウトの適用性評価，土木学会論文集（投稿中，2002.10）

第2章 岩盤の透水性評価方法の現状と課題

2. 1 概説

前章において、岩盤の透水性評価は、ダムの湛水時におけるダム基礎や周辺地山からの浸透水量に深く関わる課題として論及したが、浸透水量に限らず岩盤内を浸透する過程での浸透水圧にも影響を与え、岩盤の斜面崩壊やダム基礎の応力状態を検討する上で重要であることは論を待たない。地盤の透水性評価については古くから地下水の利用分野においても重要な関心が持たれ、その評価方法に関して研究がなされてきている。また最近では高レベル放射線廃棄物の地下埋設に伴い極めて透水性の低い深部岩盤サイトが必要とされる他、産業廃棄物の管理型処分地や石油の地下備蓄における石油を内封する場合においても透水性が低い広域な岩盤が必要となる。

以上のような地下利用においては、その岩盤によって閉じ込められる物質の漏洩が微量でも人体や環境に大きな影響を与えることから当然のことながら極めて低い透水性が求められる。そのレベルはダム基礎に要請される透水性よりも1～3オーダー低く、しかもその浸透流路の方向性や浸透量の予測精度が厳しく求められる分野である。

一方、本論文で対象とするのは、ダム基礎岩盤を主体とした、しかも開口節理を有するような高い透水性を有する岩盤であり、上述のような低い透水性の確認が必要とされるような岩盤でない。いずれにしても今後様々な岩盤について地下空間利用が進むと予想される中、掘削過程で岩盤からの浸透水量はもとより、地下空間利用に当たって岩盤内を流動する地下水挙動を予測することは益々重要になってくるものと考えられる。このことから、広域的な岩盤を対象とした浸透流に関する調査・解析技術の進展が望まれる。

岩盤内の浸透流の存在形態について、「割れ目を持った岩盤内の流れ」^{1) 2)}と定義できるし、また「不均質媒体内の流れ」³⁾とも捕らえることが出来る。このような岩盤内の浸透流を現実の問題解決のためにどのように捕らえてゆくかは、問題とする領域の広さや要請される予測精度にも関係するが、大きく二つの要素に分けることが出来る。

そのひとつは不均質性で広域に広がる岩盤の水理定数、特に透水係数をどのように評価するかという透水性の評価方法に関するものである。もうひとつは、そのようにして現場の観察や試験から得られる水理定数を含め限られた水理地質情報から広域に

3 次元的に広がる不均質岩盤をどのようにモデル化し、現実の浸透流問題を解決してゆくのかといった解析方法に関するものである。

まず岩盤の透水性の評価について、その評価方法の現状と課題を述べる。

岩盤の透水性に関する試験方法としては、原理的には古く、1933年にスイスの地質学者ルジオン⁴⁾により提唱され、ルジオンテスト技術指針・同解説⁵⁾として標準化されているルジオン試験が最も一般的に用いられている。本試験はもともとダムの基本岩盤の透水性を評価する定性的な指標として提唱されたものである。この試験結果を定量的な指標である例えば透水係数に換算するに当たっては、一定の前提が必要となる。均質な多孔質媒体での適用や試験時に岩盤内の流れがダルシーの法則に従うことなどが重要な前提であり、試験の実施や結果の評価に慎重な配慮が必要である。これらも含め一般的な岩盤透水試験法に関しては次節で詳述する。

亀裂が少なく一様に堆積したような軟岩の場合は、均質で多孔質媒体として扱えることもあるが、硬岩で特に亀裂性が発達した岩盤の場合、実際の岩盤中の水の流れは亀裂を流路としたものが主体となり、ネットワーク状に発達した亀裂の走行・傾斜の卓越性により岩盤の透水性状としては異方性を有することとなる。

特に近年、先にも述べたように少量の浸透量が重要となる浸透流問題が多くなり、岩盤の持つ異方性に着目する必要性が高まり、岩盤内の主要な流れの方向性が重要な議論となってきた背景がある。

Hsieh ら^{6) 7)}は、岩盤が一様で均質な多孔質体であるとした上で、三次元的な異方性を有していると仮定し、楕円球状の流れの場における三次元的な透水係数を評価する方法を提案している。この試験方法はクロスホール法と呼ばれ、注入孔から一定流量を注入することにより生じる水圧変化を周辺に配置した他の複数孔で観測する孔間試験法である。また西垣ら⁸⁾は、単孔により三次元的な透水係数を評価する方法を提案している。これはボーリング孔内に複数のパッカーをセットし、水平回転パッカー法や鉛直パッカー法などを組み合わせ三次元的な透水係数を評価する手法である。

クロスホール法については、いくつかの適用事例があり、狭い限られた範囲での有用性が報告されているが、この試験法は流れの場がダルシーの法則に従うことが前提となることから、いずれも亀裂の密着性が高く透水性が低い岩盤が対象としている⁹⁾

10) 11)。

Barker¹²⁾、Doe ら¹³⁾、Noy ら¹⁴⁾は注入孔から注入される流路を亀裂の形状や広が

りに応じて1次元のパイプ状の流れや二次元の平板的な流れの組み合わせとして捉え、定流量や定圧注入により観測される複数孔での圧力変化や流量変化より流れの場の亀裂性状を特定し、透水係数を求める評価手法を提案している。これらはスウェーデンのSTRIPAプロジェクトで適用されたが、理論的に想定した亀裂モデルと実際の水理地質構造と関係について解明が必要とされている。

以上はボーリング孔を利用した注水試験から岩盤が有する透水性の異方性を評価する方向であるが、Snow¹⁶⁾は、逆に異方性を有する岩盤の割れ目情報を用いて三次元的な透水係数を算出する理論的な考え方を提唱した。これが不連続性岩盤の透水性評価に関する研究の嚆矢となった。小田¹⁶⁾⁻¹⁹⁾はさらに検討を進め、クラックテンソルという概念を提唱し、クラックの空間的な分布から三次元的な等価な透水係数を求める手法を提案した。

一方、室内試験においては、岩盤を構成する最小単位を想定し、単一割れ目内の水の流れに関する先駆的な研究がLomiseやLouis²⁰⁾により進められた。渡辺らはこれをさらに発展させ、実岩盤での割れ目性状と流水抵抗則の関係や層流・乱流を支配する関係などを明らかにし、また現場調査により得られる割れ目情報と透水性を関連付ける評価手法について提案した²¹⁾⁻²⁶⁾。

これらはいずれも岩盤の透水性評価のためには割れ目の空間的な分布や透水性を支配する流路特性（割れ目の方向性、連続性、密度、開口幅、粗度など）の把握が前提となるが、広域的な岩盤の浸透流問題を扱う場合、實際上どこまで以上のような割れ目データを集積できるかが大きな問題となる。

また近年ダムの基礎処理における透水性を評価する当たり、ルジオン試験から得られるルジオン値のばらつきから地質統計的手法であるBlock Krikingをもちいて岩体全体の透水性の空間的な分布を推定し、浸透流問題に対処する試みも見られ、今後の進展が待たれるところである^{27) -31)}。

次に岩盤内の水の流れを広域的かつ定量的に把握するためのモデル化や浸透流解析法の現状を整理する。

岩盤には数多くの割れ目や亀裂が存在し、岩盤は不均一で不連続な媒体と考えられる。しかしながら割れ目の幅や連続性や方向などの割れ目性状を広域の三次元的な領域に関して把握することは実際上不可能である。そこで対象岩盤の割れ目に関する広域的な調査を行い割れ目の分布や性状を把握した上で、これらを統計的に処理し不連

続岩盤を巨視的に等価な連続岩盤に置き換えて解析する方法が現実的である。等価連続体モデルでは解析領域の広さに対して割れ目が十分密にネットワークとして組み合わさっており、平均値として透水性が定義できると仮定している。この手法は古くから採用されてきているが、先に述べた新しい三次元的な等価透水係数の算定手法の開発により、このような等価連続体モデルでの解析精度の向上が図られてきている。

割れ目ネットワークの中でも岩盤内の水の流れが一定の割れ目や断層に支配されているような場合には、その特異な割れ目に注目し、すべてが既知とする離散ネットワークモデルに頼らざるを得ない。データの収集や、解析が容易でないが、割れ目の集約、重要割れ目の選択などによって現実的なモデルの構築も行われてきている。

Long や Witherspoon ら^{32) 33)}や大西ら^{34)~38)}や菊地ら³⁹⁾⁴⁰⁾により、現場での割れ目情報に関して解析モデルへの入力方法なども含めて割れ目ネットワークの解析手法が開発されてきた。また、渡辺ら^{39)41)~43)}はダムサイトでの詳細な断層や節理調査をふまえて主要な水みちを特定しこれらをネットワーク化した解析モデルを提案している。杉村ら²⁹⁾⁴⁴⁾は不連続性 岩盤に対してこの解析モデルを用いてルジオン試験における注入圧力と注入流量の関係をシミュレートしている。

以上の離散ネットワークモデルは水は主要な割れ目のみを流れると考えているが、現実には岩体には微細なクラックもあり透水性を有しており、水を貯留することもできる。岩盤を小さな割れ目を含む岩体ブロックの寄せ集めであり、ブロック間は断層や大きな割れ目の連結したものであると想定すれば、新しいモデル、すなわちハイブリッドモデルを作ることが出来る。その代表が二重空隙モデルと呼ばれ、石油工学の分野で発展してきたものである⁴⁵⁾。割れ目をすべて把握できれば前述のネットワークモデルが望ましいが、限定された調査や広域的な三次元性を考慮すると割れ目系をすべて記述することは現実には不可能ゆえ、何らかの単純化が必要となる。そこで調査で得られた割れ目データに基づき、透水性を支配するような大きい割れ目系を抽出し、それらを離散ネットワークで表現し、残った小さなランダムな割れ目を纏めて等価連続体で置き換え、両者を組み合わせることが方法論的には有効である^{46)~48)}。

以上不連続性があり不均質といった特性を有する岩盤の透水性をいかに調査し三次元的に評価するのか、また異方性のある透水特性を有した広域的な水理地質構造をどのような浸透流モデルで表現するのか、これら現実の浸透流問題を解決するにおいて最も重要な論点に関して近年の取り組みの現状と課題を整理した。いずれにしても浸

透流問題の解決のためには、まずその対象となる岩盤の水理地質構造や割れ目の性状に関して広域的・巨視的な視点から地史、地形、地質露頭、水文、植生やボーリングなどの諸調査を実施することにより対象領域全体として浸透流を支配する地質要因や構造を総合的に評価することが重要である。併せて広域的な対象領域の中で点として実施するボーリング孔を利用した調査・試験などから得られる割れ目性状や岩盤の透水性に関する個別具体的なデータの分析に関して、岩盤の異方性・地下水の有無などデータ解釈における前提条件の精査などデータが語る意味を十分に吟味することが基本である。その上で上述した浸透流解析モデルの中から、最適な手法を選択することが必要な手順と考えられる。

本研究は、あらゆる浸透流解析の基本となる岩盤の透水性評価に当たって最も一般的に用いられているルジオン試験に関して、試験から得られるルジオン値の持つ透水性の意味を理論的かつ実証的に考究し、ルジオン試験の問題点を明らかにし節理性の高透水岩盤における透水性の評価方法を提案するものである。

また、上述の観点から、実ダムにおける水理地質構造を踏まえ実施した広域的な水収支解析やトレーサー調査に論及し、広域的な透水性評価とルジオン試験によるルジオン値との関係を考察するものである。

2. 2 岩盤透水試験法

地盤の透水試験法については、表—2.2.1に示すように室内試験法と現場試験法に大きく分類でき、さらに現場試験法としては多孔式の揚水試験と単孔式の透水試験とトレーサーなどによる地下水流速測定法の3つに分類される。多孔式の揚水試験⁴⁹⁾は帯水層内に揚水孔を設けて、帯水層の地下水位の低下を別の観測孔で測定することにより、広域に分布する帯水層の平均的な透水係数を求める試験法である。地下水位低下工法に関する分野においては主たる現位置透水試験法である。しかしダム基礎の透水性調査においては、ダム基礎における局所的な高透水性の存在の有無が、ダム基礎部の浸透破壊や湛水時における甚大なる漏水を招く恐れがあることから、局所的な岩盤の透水性状をきめ細かく把握することが必要となる。そのためボーリング孔などを用いて比較的簡易に実施できる単孔式の現位置透水試験が多用されている。

単孔式の透水試験については、数多くの試験法や結果の解析方法などが提案されてきた⁵⁰⁾⁵¹⁾⁵²⁾⁵³⁾。単孔式の透水試験法として代表的なものに、表—2.2.2に示すようにオーガー法、チューブ法、ピエゾメーター法、パッカー法がある。河野・西垣はこれら試験法に関して、試験対象地盤の不均一性や異方性や境界条件が試験結果に与える影響を数値解析により検証しそれぞれの試験の適用性を評価している⁵⁴⁾。チューブ法やオーガー法において鉛直方向の透水性の影響が大きいとの知見は重要である。ダム基礎の調査で一般に用いられるルジオンテストはこの中のパッカー法に分類される。

地盤工学会が制定する地盤調査法⁵⁵⁾には、上記の単孔式の透水試験法も含め各種原位置試験法が基準化され、それぞれの適用対象地盤、データの解釈と留意点など詳述されている。この中で前述した単孔式の試験法のうちパッカー法を除くいずれもが主として地盤や軟岩を対象とした試験法である。特に硬い岩盤の透水試験としては概ね、表—2.2.3に示す評価方法が一般的である。なかでも、ダム基礎の透水性を評価する手法としては、ルジオンテスト（以下ルジオン試験）が広く一般的に利用されている。この試験法については、「ルジオンテスト技術指針・同解説」⁵⁶⁾において基準化され、試験の実施要領や留意点また試験データの解釈の仕方などが解説されており、わが国のダム現場において広く用いられ、岩盤の透水性評価ならびに基礎処理設計の基本となるデータを与える極めて重要な試験法となっている。

表-2.2.1 地盤の透水性評価法の分類

室内試験法	間接法	<ul style="list-style-type: none"> 粒度分布による方法 圧密試験による方法
	直接法	<ul style="list-style-type: none"> 定水位法 変水位法
現場試験法	単孔法	<ul style="list-style-type: none"> ボーリング孔を利用する方法 井戸を利用する方法
	揚水法	<ul style="list-style-type: none"> 平衡法（定常状態） 非平衡法（非定常状態）
	流速実測法	<ul style="list-style-type: none"> トレーサー法 (R I, 電解物質, 色素, etc.) 流速測定機器による方法

表-2.2.2 単孔式の透水試験法

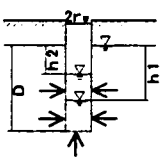
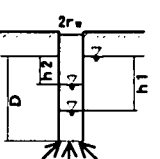
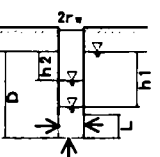
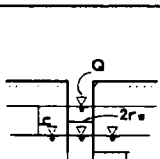
名 称	略 図	計 算 式	備 考 一)
オーガー法		$k = \frac{\pi^2 \gamma_w}{16 D C_a} \left(\frac{h_2 - k_1}{t_2 - t_1} \right)$ $\frac{L}{\gamma_w} < 50$	水平と鉛直方向両者の透水係数.特に孔径が大きくなると鉛直方向の影響が顕著.
チューブ法		$k = \frac{2 \pi \gamma_w}{11 (t_1 - t_2)} \ln \left(\frac{h_1}{h_2} \right)$	鉛直と水平方向の透水係数の相乗平均に近い値.
ピエゾメータ法		$k = \frac{\gamma_w^2}{2L (t_2 - t_1)} \ln \left(\frac{L}{\gamma_w} \right) \ln \left(\frac{h_1}{h_2} \right)$ $\frac{L}{\gamma_w} > 8$	水平と鉛直方向両者の透水係数, 孔周辺の透水性の影響大. (地盤工学会基準;JIS1314-1995)
パッカー法		$k = \frac{Q \sinh^{-1} \left(\frac{L}{2 \gamma_w} \right)}{2 \pi h L}$	水平方向の透水係数, 計算値と精度は高い. (地盤工学会基準;JIS1323-1995)

表-2.2.3 主な岩盤の透水性評価法

試験法	方 法	備 考
ルジオンテスト	<p>ボーリング孔内の一定の区間内に一定の水圧（原則として 981kpa (10kgf/cm²)) で注水し、そのときの流量から評価する。</p> <p>$l \geq 10r$ のとき $k = \frac{Q}{2\pi l H} \ln \frac{l}{r}$</p> <p>$r < l < 10r$ のとき $k = \frac{Q}{2\pi l H} \sinh^{-1} \frac{l}{2r}$</p> <p>ここに、Q:単位時間透水量 (cm³/s) l:試験区間長 (cm) H:水頭 (cm) r:ボーリング半径 (cm)</p>	<p>・一定区間を仕切る方法にはシングルパッカー、ダブルパッカーの2種類があり、ボーリング削孔時にシングルパッカーで行われることが多い。ダム基礎岩盤のグラウト効果を評価するために利用されてきた方法で、岩盤の透水性を評価する方法では現在最も一般的に利用される。</p> <p>・地盤工学会基準 (JGS1323-1995)</p>
湧水圧試験	<p>ボーリング孔内にパッカーを挿入して孔内水の移動を止めた後、ケーシング孔に入ってくる水の流入速度を検出して求める。</p> <p>・被圧透水層の場合</p> $k = \frac{d^2 \ln(4mL/D) \ln(H_n/H_{n+1})}{8L(t_{n+1} - t_n)}; \frac{2mL}{D} > 4$ <p>・自由水面透水層の場合</p> $k = \frac{d^2 \ln(2mL/D) \ln(H_n/H_{n+1})}{8L(t_{n+1} - t_n)}; \frac{mL}{D} > 4$ <p>ここに、d:ケーシングロッド (測定管の内径) D:測定管の径 L:測定対象区間の長さ (透水層の厚さ) t_n:試験開始後の時間 H_n:t_nにおける圧力水頭 m:水平方向と垂直方向の透水係数の比 (普通 m=1)</p>	<p>・測定原理は石油の生産量評価のために研究されたものである。</p> <p>・異方性岩盤の場合試験結果に大きな影響を与えることから本試験の適用性の検討が必要、また本試験は 10⁻⁴cm/s 程度以上の比較的透水性の高い岩盤に適する。</p> <p>・地盤工学会基準 (JGS1321-1995)</p>
微流速測定	<p>ボーリング孔に挿入した微流速計のプロペラ回転数より算定した上下方向の流速から求める。孔内水位は自然水位及び人工水位 (注水または揚水による) とし、両者についての結果を比較して解析する。</p> $k_i = \frac{Q_i}{2\pi \Delta P} \ln \frac{R}{r}$ <p>ここに、Q_i:深さ i における流量の増加量 (cm³/s) $Q_i = \pi r^2 V_i$ r:ボーリングの半径 (cm) V_i:深さ i における流速 (cm/s) $v_i = n_i b + c$ n_i:深さ i におけるプロペラ回転数 b,c:ゾンデの径及び羽の数によって決まる定数 径が 42mm, 羽が 4 枚のとき b=7.1, c=0.4 ΔP:自然水位と人工水位の水頭差 (cm) R:影響半径 (m) 普通 R=100~300m を用いる</p>	<p>パッカーが不要で自然水位の状態で湧水または逸水箇所を検知できる。不飽和帯では適用が困難である。</p>
トレーサー調査法	<p>地下水流のある帯水層中の一点にボーリング孔などを利用してトレーサーを投入し、別の観測孔や湧水箇所まで到達する時間を測定し地下水流速 (V₀) を求める。投入箇所と採水箇所の地下水位の動水勾配 (i) と岩盤の有効間隙率 (β) より岩盤の透水係数 (k) を次式により求める。 $k = \beta V_0 / i$</p> <p>トレーサーとして蛍光色素系のフローレスセンや化学薬品系の食塩やラジオアイソトープなどが用いられる。</p>	<p>亀裂性の岩盤において透水性の卓越した割れ目に支配され流れることから岩盤の平均的な透水性よりおおきな透水係数を求めることになることがある。</p>

2. 3 ルジオン試験

2. 3. 1 ルジオン試験の背景

同試験は1933年にスイスの地質学者である Lugeon (ルジオン) によって提案されて以来今日にいたるまでダム基礎の主たる原位置透水試験として利用されている。

Lugeon は、同試験を提唱した論文⁴⁾において「30m を超えるダムにおいて私は次のように考える。岩盤による水の吸収は、10kgf/cm²の注入圧力を10分間加えたときに、注入区間1 m 当たり 1 ℓ/min 以下でなければならない。」1 ルジオンという単位は、以上のように 10kgf/cm²の有効注入圧における単位注入量 1 ℓ/min/m を意味し、岩盤の透水性を表す指標であり透水係数を定義するものでない。

これがダム基礎の調査や基礎処理の判定基準として今日まで広く利用されてきたのは次の理由が考えられる。

- ① ダム基礎の調査は 100m にも及ぶ深部まで必要となり、ボーリング孔を利用できる本試験法は簡便で適している。
- ② 基礎の遮水性の改善を目的とした浸透流抑制工として、ボーリング孔内からセメントミルクを圧入するグラウチングが一般的である。その際の注入圧力やセメントミルクの配合などの注入仕様を決めるに当たり、注入に先立って当該箇所の透水性や限界圧力（注水量が急増する圧力レベル）を把握することが重要となりグラウチングの前工程としてルジオン試験を実施することとなる。

2. 3. 2 試験方法

ルジオンテストは、世界中のダム基礎の透水性調査に用いられているが、各国で若干試験仕様が異なる。よって、ここでは我が国の「ルジオンテスト技術指針・同解説」⁵⁾に基づいて、記述することにする。

まず、原則的に孔径 66mm の試験孔を清水ボーリングにより設ける。試験孔を十分洗浄した後、図-2.3.1 に示すように、試験区間、つまり注水区間が原則として 5m となるようにパッカーにより止水を行う。このようにして試験準備が整った後、多段階の一定注入圧力により試験区間から地盤に注水し、各圧力段階での定常流量を測定する。一般に、注入圧力は、試験孔の口元に備え付けられた圧力計で管理する。注入圧力の昇降は段階的に行い、昇圧は最大注入圧力を含めて原則として 5 段以上、降圧は 4 段以上としている。この際、最大圧力は、原則として注水区間に有効に作用する

有効注入圧力において 10kgf/cm^2 程度とする。

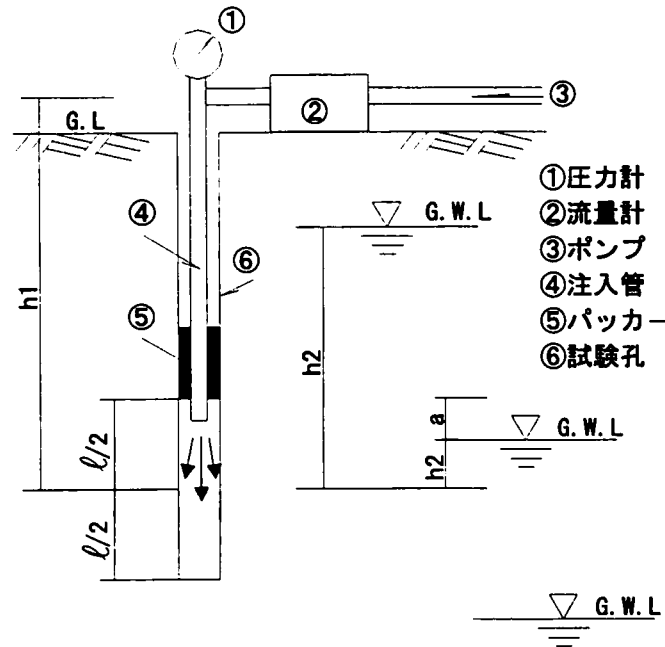


図-2.3.1 ルジオンテスト

2.3.3 結果の解析方法

1) 有効注入圧力

有効注入圧力は、口元圧力を試験区間中央から口元圧力までの静水圧、地下水圧および注入管内抵抗による損失水頭により補正して求める (図-2.3.1 参照)。具体的な有効注入圧力の求め方を、地下水位と試験区間の位置関係に従って以下に示す。

①地下水位が試験区間より上にある場合

$$P = P_0 + \gamma_w (h_1 - h_2 - h_3) \quad (\text{kgf/cm}^2) \quad (2.1)$$

ここに、 P は有効注入圧力 (kgf/cm^2)、 P_0 は口元圧力 (kgf/cm^2)、 h_1 は圧力計と試験区間中央の標高差 (m)、 h_2 は地下水面と試験区間中央の標高差 (m)、あるいは被水圧の場合にはそれに相当する水頭 (m)、 h_3 は注入管内抵抗による損失水頭 (m)、 γ_w は水の単位体積重量 ($1\text{tf/m}^3 = 0.1\text{kgf/cm}^2/\text{m}$) である。

なお、損失水頭 h_3 は、一般に次式により算出される²²⁾。

$$h_3 = \alpha Q^2 L \quad (\text{kgf/cm}^2) \quad (2.2)$$

ここに、 Q は全注入流量 (l/min)、 L は口元圧力計から試験区間までの注入管長

(m), α は試験によって求めることが望ましいが, 試験によらないときは 7×10^{-5} (min^2/ℓ^2) が使用されている.

②地下水位が試験区間より下にある場合

$$P = P_0 + \gamma_w(h_1 - h_3) \quad (\text{kgf/cm}^2) \quad (2.3)$$

③地下水位が試験区間中にある場合

$$P = P_0 + \gamma_w \left\{ \left(h_1 - h_2 - \frac{a^2}{2\ell} \right) - h_3 \right\} \quad (\text{kgf/cm}^2) \quad (2.4)$$

$$a = \frac{\ell}{2} - h_2 \quad (0 \leq a \leq \ell) \quad (\text{m})$$

2) ルジオン値の決定

ルジオンテストの結果から, 有効圧力 P (kgf/cm^2) を縦軸に, 各有効注入圧力時の試験区間 1 m 当り, 1 分間の定常注入量 Q (l/min/m) を横軸にとった注入圧力-注入量曲線 (以下, $P-Q$ 曲線と称す) を描く (図-2.3.2 参照). ルジオン値 (Lugeon unit) Lu は, この $P-Q$ 曲線に直線関係があることを確認した後, 有効注入圧力 10 kgf/cm^2 時の注入量 (l/min/m) として求める. 注入圧力を段階的に上げながら試験する際, 図-2.3.3 に示すようにある注入圧力のところから急激に注入量が増大する場合がある. この注入量が増大するときの有効注入圧力を限界圧力 P_{cr} とよぶ. 限界圧力が有効注入圧力 10 kgf/cm^2 以下で発生した場合は, $P-Q$ 曲線の限界圧力以下の直線を延長することにより, 注入圧力 10 kgf/cm^2 時の注入量を求めてルジオン値とする. なお, このルジオン値は換算ルジオン値 Lu' として通常のそれとは区別しなければならない.

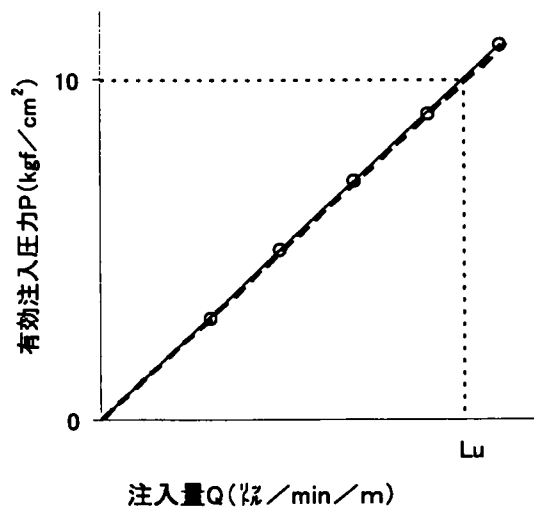


図-2.3.2 P-Q 曲線

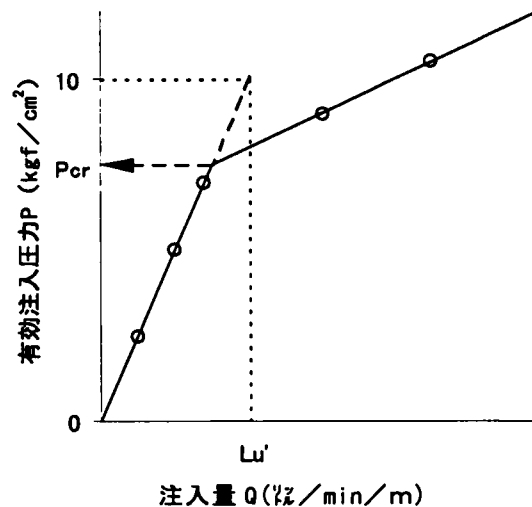


図-2.3.3 限界圧力の認められた P-Q 曲線

2. 3. 4 ルジオン値と透水係数の関係

岩盤内の浸透流は、2. 1で述べたように岩盤の節理などからなるネットワークを流れる形態と軟岩にありうるが割れ目が少なく比較的均質な多孔質媒体を流れる形態に分けられる。ここでは以上の両形態について理想媒体を想定し、ルジオン値の持つ透水性と定量的な指標である透水係数との関係を考察し、両者を関連づける要件を明らかにする。

1) 均質媒体モデル

図-2.3.4に示すように均質媒体モデルに対するルジオン試験を想定する。

下記の前提条件を設定し、注入圧力と注入流量の関係について定式化を検討する。

- ① 媒体内の流れはダルシー則を満足する層流状態であること
- ② 放射状に流れるポテンシャル流であること
- ③ 流れの場では重力の影響を受けないこと（地下水位以下であること）

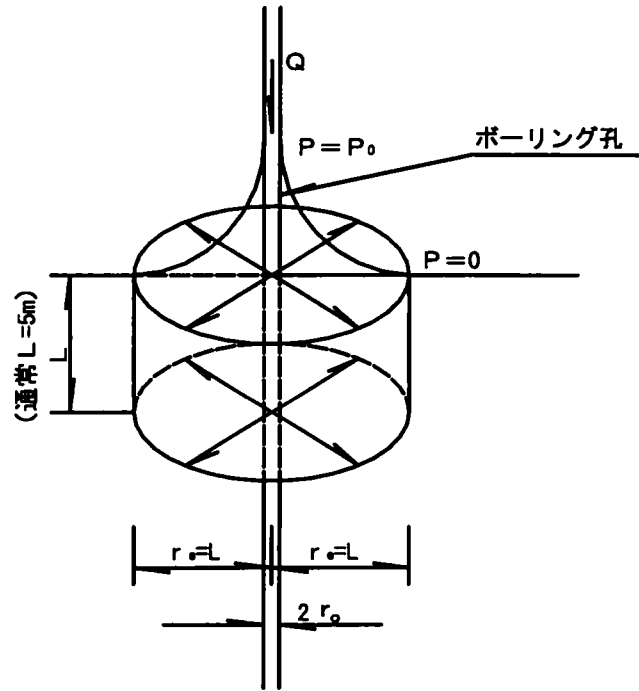


図-2.3.4 均質モデル

ダルシー則によると

$$V_r = \frac{k}{\gamma} \frac{\partial P}{\partial r} \quad (2.5)$$

$$V_\theta = \frac{k}{\gamma} \frac{1}{r} \frac{\partial P}{\partial \theta} = 0 \quad (2.6)$$

ここで、 V_r は放射方向の流速 (cm/sec), V_θ は円周方向の流速 (cm/sec), k は透水係数 (cm/sec), γ は水の単位体積重量 (gf/cm³), r はボーリング孔中心からの距離 (cm) である。

孔底からの流出を無視した場合、1 ステージあたりの全注入量 Q は定常流を考えて、

$$Q = -2\pi r L \frac{k}{\gamma} \frac{dP}{dr} \quad (2.7)$$

$$Q \frac{dr}{r} = -2\pi r L \frac{k}{\gamma} dP$$

ここで、 L はステージ長 (cm), P_0 はボーリング孔内圧力 (gf/cm²), r_0 はボーリング孔半径 (cm) である。

これを $r = r_0$ から $r = r$ まで積分すると

$$\begin{aligned}
Q \int_{r_0}^r \frac{dr}{r} &= -\frac{2\pi L k}{\gamma} \int_{P_0}^P dP \\
Q \ln \frac{r}{r_0} &= -\frac{2\pi L k}{\gamma} (P - P_0) \\
\therefore k &= -\frac{\gamma Q \ln(r/r_0)}{2\pi L (P - P_0)} \quad (2.8)
\end{aligned}$$

式 (2.8) において $r=L$ で $h=0$ とすると (影響半径がステツ長 L と同じ)

$$k = \frac{\gamma Q \ln(L/r_0)}{2\pi L P_0} \quad (2.9)$$

ルジオン値の定義 $Lu = \frac{10Q}{PL}$ から

1Lu は $P_0 = 10 \text{ kgf/cm}^2 = 1 \times 10^5 \text{ kgf/m}^2$ で

$$\frac{Q}{L} = 1 \text{ l/min/m} = 1.67 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{sec}$$

を意味することから, ステツ長 $L=5\text{m}$, ボーリング孔半径 $r_0=0.033\text{m}$ として上の条件を式 (2.9) に代入すると,

$$\begin{aligned}
k &= \frac{1000 \times 1.67 \times 10^{-5} \ln(5/0.033)}{2 \times \pi \times 1 \times 10^5} \\
&= 1.33 \times 10^{-7} \text{ m/sec} \\
&= 1.33 \times 10^{-5} \text{ cm/sec}
\end{aligned}$$

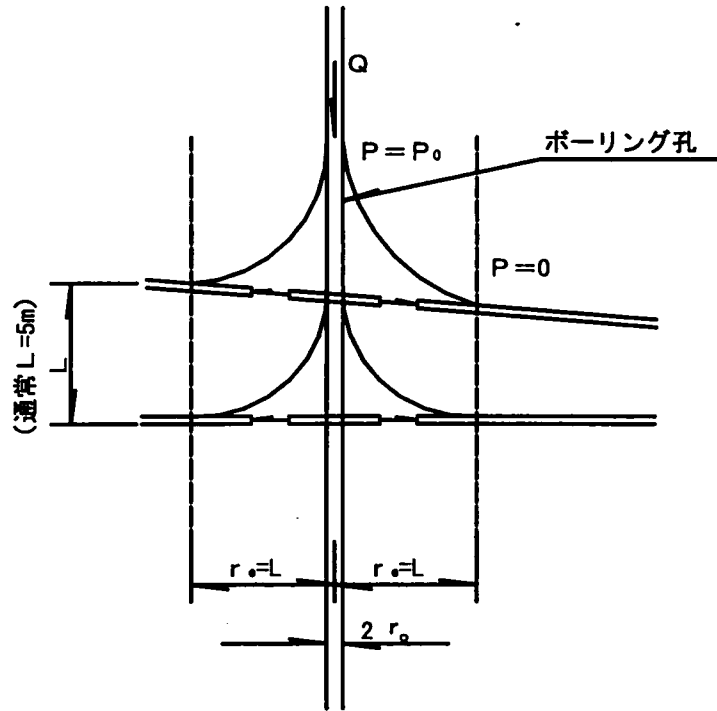
が得られ, 前述の①～③の前提条件が満たされる限りにおいて換算係数は

$$1Lu = 1.33 \times 10^{-5} \text{ cm/sec}$$

となる.

2) 平行平板割れ目モデル

図－2.3.5に示すように，岩盤内の割れ目を平行平板として理想化し前述の前提条件を同様に設定し，注入圧力と注入流量の関係について定式化を検討する



図－2.3.5 割れ目モデル

平行平板の間の流れがポアズイユ則に従うとすると，その透水度は

$$k = \frac{ga^3}{12\nu} \quad (2.10)$$

と表せる．

ここで， g は重力加速度 (cm/sec^2)， a は平行平板のすきま幅 (cm)， ν は水の動粘性係数 (cm^2/sec) である．

したがって，ステージ長 L の間に m 本の割れ目があるとするとき，その区間の透水度 \bar{k} は以下のように表せる．

$$\bar{k} = \frac{1}{L} \sum_{j=1}^m \frac{ga_j^3}{12\nu} = \frac{g}{12\nu L} \sum_{j=1}^m a_j^3 \quad (2.11)$$

一方，平行平板と直交するボーリング孔からの注入量と圧力の関係は，平行平板内

をポアズイユ則に従い流れるものとする、

$$P_0 = \frac{6 \mu Q}{\pi a^3} \ln \frac{r_e}{r_0} \quad (2.12)$$

と表せる。ステージ長 L の間に m 本の割れ目があるとすると、孔内圧力 P_0 の時の、このステージからの注入量 Q は次式となる。

$$Q = \frac{P_0 \pi}{6 \mu \ln(r_e / r_0)} \sum_{j=1}^m a_j^3 \quad (2.13)$$

ここで、 P_0 はボーリング孔内圧力 (gf/cm^2)、 μ は水の粘性係数 (gsec/cm^2)、 r_e は影響半径 (cm)、 r_0 : ボーリング孔半径 (cm) である。

これを書き替えると

$$\sum_{j=1}^m a_j^3 = \frac{Q 6 \mu \ln(r_e / r_0)}{P_0 \pi} \quad (2.14)$$

となり、これを式 (2.11) に代入する。

$$\begin{aligned} \bar{k} &= \frac{g}{12 \nu L} \frac{Q 6 \mu \ln(r_e / r_0)}{P_0 \pi} \\ &= \frac{\gamma Q \ln(r_e / r_0)}{2 \pi L P_0} \end{aligned} \quad (2.15)$$

ここで、ルジオン値の定義 $Lu = \frac{10Q}{PL}$ から

1Lu は $P_0 = 10 \text{kgf}/\text{cm}^2 = 1 \times 10^5 \text{kgf}/\text{m}^2$ で

$$\frac{Q}{L} = 1 \ell/\text{min}/\text{m} = 1.67 \times 10^{-5} \text{m}^2/\text{sec}$$

を意味することから、影響半径 $r_e = 5\text{m}$ 、ボーリング孔半径 $r_0 = 0.033\text{m}$ として上の条件を式 (2.15) に代入すると、

$$\begin{aligned} \bar{k} &= \frac{1000 \times 1.67 \times 10^{-5} \ln(5/0.033)}{2 \times \pi \times 1 \times 10^5} \\ &= 1.33 \times 10^{-7} \text{m}/\text{sec} \\ &= 1.33 \times 10^{-5} \text{cm}/\text{sec} \end{aligned}$$

が得られ、前述の①～③の前提条件が満たされる限りにおいて換算係数は

$$1Lu = 1.33 \times 10^{-5} \text{cm}/\text{sec}$$

となる。

以上均質媒体モデル，割れ目モデルにおいて一定の前提条件を設定すればいずれも注入圧力（ P_0 ）と注入流量（ Q ）の間には下記の関係が成立する。

$$k = \frac{Q\gamma}{2\pi LP_0} \ln \frac{L}{r_0}$$

一方ルジオン値は $Lu = \frac{10Q}{P_0 L}$ と定義されることから $1Lu$ は $k = 1.33 \times 10^{-5}$ cm/s

となりここにルジオン値は透水係数と関連付けられることとなる。

2. 3. 5 ルジオン試験結果の評価

ルジオン試験の結果は，2. 3. 3で述べたように注入圧力（ P ）と注入流量（ Q ）の関係（以下 $P-Q$ 関係と呼ぶ）として整理される。これが原点を通る直線であるとき即ち注入圧力と注入流量が一次比例関係にある場合は，前述のとおりルジオン値から透水係数を換算することが出来，問題ない。これは岩盤内の流れが層流状態であることにより得られる結果である。しかしながら，実際上は $P-Q$ 関係が原点を通らないことやまた直線性が得られないことさらには昇圧段階での $P-Q$ 関係と降圧段階での $P-Q$ 関係が異なるなど現場で実施するルジオン試験から得られる $P-Q$ 関係は様々なパターンを示すことが多い。

このような様々な $P-Q$ パターンに関して，山口ら⁵⁶⁾⁵⁷⁾はその要因について詳細に検討を加えている。その結果彼らを取りまとめたパターン別の原因とそれを取り除くための対策は表-2.3.1（1），（2）に示すとおりである。 $P-Q$ 関係が直線性にならないパターンとして特殊な要因が絡むパターンを除くと大きく逐次流量減少型と逐次流量増加型に分類される。

逐次流量減少型の場合，その基本的原因としては試験時に流れの場が乱流になっているケースとルジオン試験時の注入管他での流水損失（2. 3. 3で述べた損失水頭 h_3 に相当）の推定値が過小評価となっているケースに分けられる。後者の原因についてはその影響は小さくなく⁵⁸⁾，最近では試験に先立って現場で使用する注入管を使

って損失試験を実施し、損失係数の精度を高めたり、さらに精度を求める場合、注入ステージ内の負荷水压を直接計測するために水压計を組み込んだパッカーを使用するなどによりこの原因を取り除く対策⁵⁶⁾が取られてきている。前者の乱流の影響については、本論文の重要なキーワードであり後述する。

また逐次流量増加型の場合、その基本的原因としては前述した注入管内での流水損失の推定値が逆に過大評価となっているケースと試験時に注入圧力により亀裂の開口や地盤の粒子間隙が広がるケースが考えられる。前者については先に述べた対策によりその要因を取り除くことが出来る。

また試験区間が地下水位より上にある場合、流れは重力の影響を受けるが、山口らは⁵⁶⁾⁵⁷⁾、この影響について軟岩や砂質地盤を想定した均質地盤モデルを用いて解析的に評価した。その結果下記の知見を得ている。

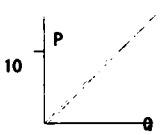
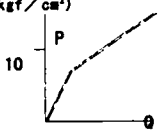
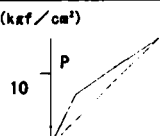
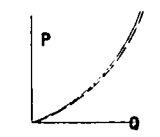
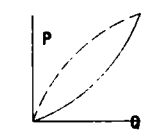
- ① 試験区間が地下水位より上にある場合（不飽和状態領域での試験）での注入量（一定の注入圧力下（ $P=0.4\text{kgf/cm}^2$ ）での値）は試験区間が地下水位以下である場合（飽和状態での試験）での注入量に比べて約 3 割多くなる（均質媒体の透水係数は $1 \times 10^{-4}\text{cm/s}$ とした場合）。
- ② 試験区間が地下水位より上にある場合、注入量が安定するまでに長時間を要する飽和状態での試験においては通常の試験時間 10 分程度で十分定常流量になるが不飽和状態の場合、30 分程度注入してもまだ減少傾向が続きその時点では最終的な安定流量に比べまだ 2～3 倍程度大きな値となっている（ただしこれは均質媒体の透水係数を $1 \times 10^{-4}\text{cm/s}$ と設定したケースの場合；図－2.3.6）。対象地盤の透水係数が高くなるほど、流量が安定するまでの時間が短くなり、概ね透水係数のオーダーの変化に対応して流量が安定するまでの時間もオーダーで変化する傾向があるとの解析結果を得ている。
- ③ 不飽和状態での注入量と飽和状態での注入量の比は、注入圧力が大きくなるほど小さくなる傾向がある。（図－2.3.7）

登坂ら⁶⁰⁾も不飽和領域でのルジオン試験の解釈に関して、解析的な検討を行い上記と同様な知見を報告している。

以上、ルジオン試験の結果得られる $P-Q$ 関係に影響を与える要因や留意事項に関

して述べたが，この中で $P-Q$ 関係が逐次流量減少型となる要因である乱流の影響について以下に論述する．この影響は透水性が数ルジオンと低い岩盤においては影響が少ないが，ルジオン値が大きい透水性の高い岩盤においては極めて大きな影響を与える．特に硬岩で割れ目が発達した高透水性岩盤においてはルジオン試験時に乱流の影響は避けられないことから，試験方法や試験結果の評価に慎重な配慮が必要となる．

表-2.3.1(1) ルジオンテストの各種境界条件下での精度と結果の解釈⁵⁷⁾

P-Q 曲線の形状			P-Q 曲線の概略図	発生原因	ルジオン値の精度に与える影響	より正確なルジオン値を求めるための対策	注意事項
大分類	中分類	小分類					
直線型	有効注入圧力 10kgf/cm ² 以下で限界圧力なし	昇降圧段階同路	(kgf/cm ²) 	水流は層流.	全くなし.	直線部より P=10kgf/cm ² のときの流量(\bar{Q} /min/m)としてルジオン値(Lu)を求める.	-
	有効注入圧力 10kgf/cm ² 以下で限界圧力あり	昇降圧段階同路	(kgf/cm ²) 	岩盤の亀裂がある値以上の水圧により開いたり、砂礫層の間隙が広がるが、破壊には至っていない.	全くなし.	往路の限界圧力以下の直線部より P=10kgf/cm ² のときの流量(\bar{Q} /min/m)を求め、換算ルジオン値(Lu')とする.	限界圧力発生と誤る現象 ①試験区間とバックカー上の試験孔が亀裂により連絡. ②バックカー直上部の孔壁でのパイピング. ③バックカーの効きが悪い場合.
		昇降圧段階異路	(kgf/cm ²) 	ある値以上の水圧により岩自体が水圧破碎されたり、岩盤亀裂中の挟在物や砂礫層自体が洗い流される.			
逐次流量減少型	-	昇降圧段階同路		①乱流.	亀裂性岩盤では影響がかなりあるが、砂礫層のような粒状体地盤では大きな影響はない	①高粘性流体試験 ②高精度低圧試験	-
				②損失水頭の無補正. あるいは過小評価.	かなり大きな影響がある.	①事前試験により注入管の管内損失水頭補正式を求めておく. ②試験区間内に間隙水圧計を設置し、水頭損失後の水圧を測定する.	-
				③注水に伴う試験孔周辺地下水位の上昇(地下水面下での試験).	地盤中の水流がDarcy則に従う地盤ではあまり影響ない.	特に必要なし.	亀裂性地盤においても、さほど大きな影響はないと考える.
	-	昇降圧段階異路		①目詰まり現象	程度により影響度合いはまちまちであるが影響はある.	①十分な孔内洗浄と清浄水の使用. ②目詰まり現象が避けきれない場合は、P-Q 曲線の往路の初期勾配からルジオン値を求める.	軟岩、砂礫地盤では、孔内洗浄のし過ぎが地盤侵食につながる可能性があるため注意を要す.
				②非定常問題	地下水面下の試験ではほとんど問題ないが、地下水面上の試験ではkが小さくS ₀ が大きいほど影響が大きい	①長時間ルジオンテスト. ②非定常問題が避けきれない場合は、P-Q 曲線の復路勾配からルジオン値を求める.	目詰まりと非定常問題を区分する場合は、同一地点でかつ同一仕様で2回の長時間ルジオンテストを実施すればよい.

注) P-Q 曲線の概略図において ———— : 昇圧段階 - - - - - : 降圧段階

表-2.3.1(2) ルジオンテストの各種境界条件下での精度と結果の解釈⁵⁷⁾

P-Q 曲線の形状			P-Q 曲線の概略図	発生原因	ルジオン値の精度に与える影響	より正確なルジオン値を求めるための対策	注意事項
大分類	中分類	小分類					
逐次流量増加型	-	昇降圧段階同路		①損失水頭の過大評価	影響はあるものの、過小評価の場合よりもその度合いは小さく、発生可能性も低い。	①事前試験により注入管の管内損失水頭補正式を求めておく。 ②試験区間に間隙水圧計を設置し水頭損失後の水圧を測定する	-
				②試験初期から、亀裂の開き、地盤粒子間隙の拡がりがあるものの減圧とともに元の状態に戻る。	程度により影響度合いはまちまちであるが影響はある。		
				③注水に伴う試験孔周辺地下水位の上昇（地下水面下での試験）。	影響なし。	特に必要なし。	-
	-	昇降圧段階異路		①試験初期から亀裂が開き、減圧によっても元に戻らない。 ②亀裂中の挟在物や地盤構成粒子が試験初期から徐々に流出してしまう。	程度により影響度合いはまちまちであるが影響はある。		-
その他の基本的には直線型	-	原点を通らない		地下水位が正確に測定できていない。	程度により影響度合いはまちまちであるが影響はある。	①試験区間に間隙水圧計を設置して、地下水位を正確に測定する。 ②試験データがある程度そろった時点で地下水位の洗い直しを行う。	乱流の場合の P-Q 曲線と間違えないように注意を要す。
	-	2 段勾配		①孔内の洗浄不足 ②ある圧力以上での亀裂の開き、亀裂内挟在物および地盤構成粒子の流出。	程度により影響度合いはまちまちであるが影響はある。	原因が①の場合は 2 段目の P-Q 曲線勾配から、また、原因が②の場合は、1 段目の P-Q 曲線勾配からルジオン値を求める。	-
	-	緩勾配		①高透水性地盤におけるポンプ容量不足。 ②損失水頭の補正式を大流量下で作成していない。	影響は大きい。	①試験区間長を短くする。 ②注入圧力を小さくする。 ③高粘性流体試験。	ポンプの容量を大きくすることは、損失水頭の増大を招くので得策ではない。
	-			③軟岩、砂礫基礎浅部での試験において、初期水圧あるいは水圧原動により地盤が破壊。 ④軟岩、砂礫基礎深部においても、地下水位が低い場合は、孔掘削時あるいは試験時に③と同じ理由で地盤が破壊。	影響は大きい。	①静水圧によるルジオンテスト。 ②他の原位置透水試験の併用。	-
	-				影響は大きい。	①横坑からの孔掘削。 ②ミストボーリングによる孔掘削。 ③静水圧ルジオンテスト。 ④他の原位置透水試験の併用。	-

注) P-Q 曲線の概略図において ———— : 昇圧段階 - - - - - : 降圧段階

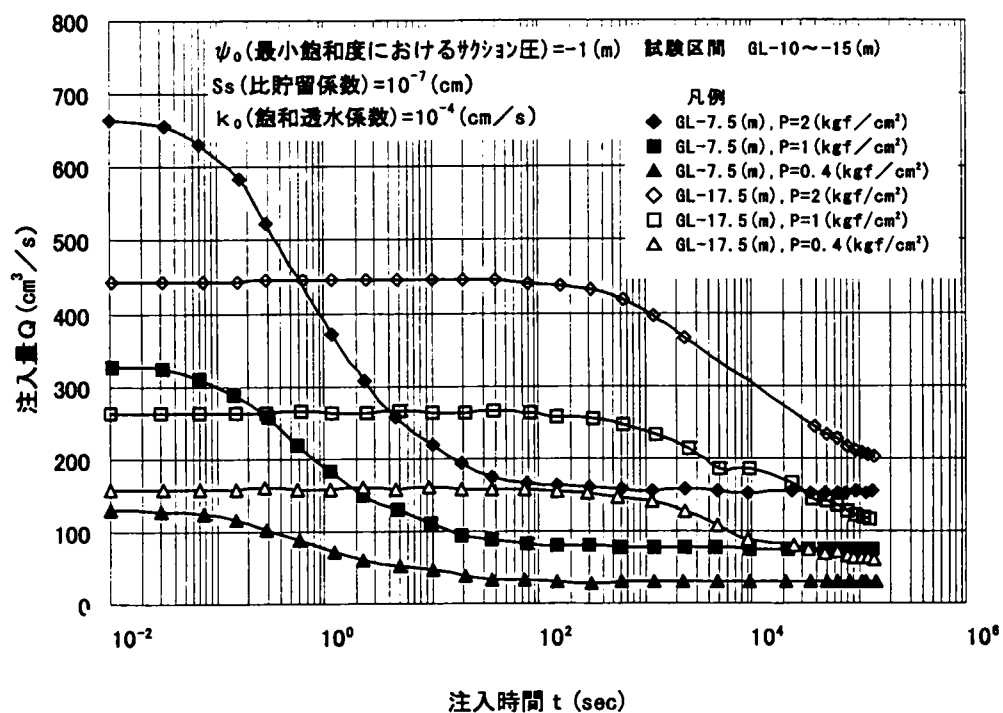


図-2.3.6 有効注入圧力が注入量収束状態に与える影響⁵⁷⁾

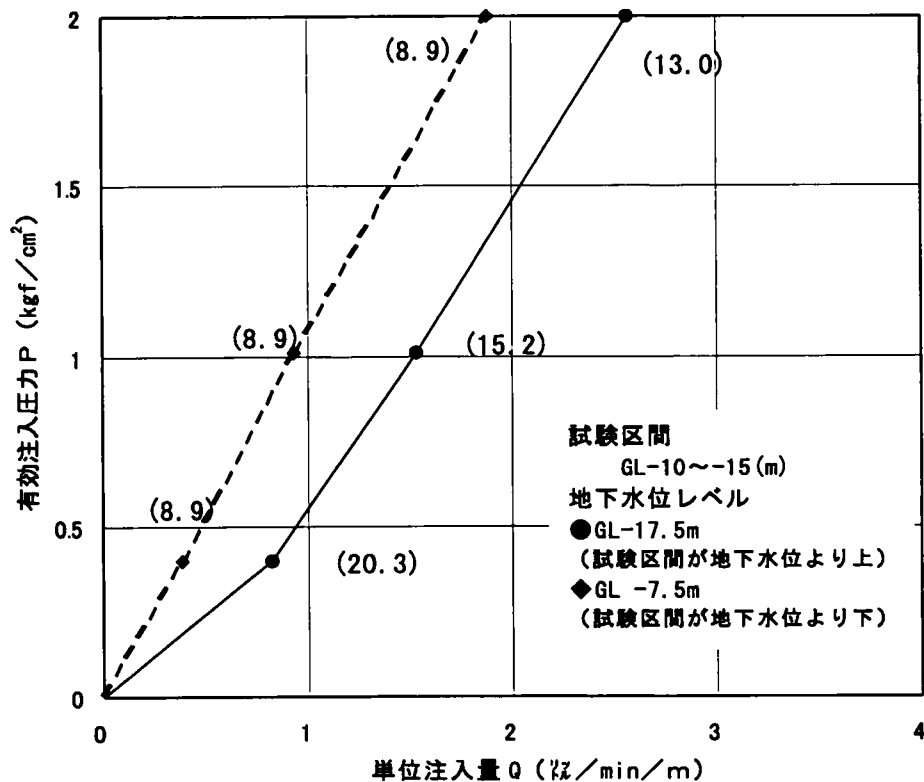


図-2.3.7 試験区間が地下水位の上下にある場合のP-Q関係⁵⁷⁾

2. 4 ルジオン試験における乱流の影響

ルジオン試験時における乱流の影響に関しては、Lancaster-Jones⁶¹⁾や Houlshy⁶²⁾によって既に指摘されてきた。

まず Lancaster-Jones は、注入圧力を 2 種類あるいはそれ以上選びルジオン試験を行い、以下の基準に従い層流か乱流かを判定している。

$$\left[\begin{array}{l} \frac{P_2}{P_1} = \alpha \quad \text{かつ} \quad \frac{Q_2}{Q_1} = \alpha^n \\ n = 1 : \text{層流}, \quad n = 0.5 : \text{乱流} \end{array} \right.$$

ここで、 P_1 、 P_2 は注入圧力で、 Q_1 、 Q_2 はそれぞれの注入圧力に対応する注入流量である。

硬堅で割れ目の発達した岩盤で試験した結果を上記基準で整理し、大部分の試験ステージで n は 1 以下となり乱流の傾向を示したと報告している。

また、Houlshy は亀裂性岩盤を対象としたジオン試験において、注入圧力を 3 段階で昇圧し、さらに段階を踏んで降圧する試験を行い、各圧力毎にルジオン値を求め、圧力の増加に伴いルジオン値が変化しなければ試験孔からの水の流れは層流であり、圧力の増加に伴い注入流量が減少すれば乱流の影響を受けているとした。この結果、3 Lu 以下であれば約 80% が層流タイプであり、4 Lu を超えると 50% 以上が乱流タイプとなったと報告している。注入圧力 (P) と注入流量 (Q) の関係は、層流であれば両者間には一次比例関係、完全乱流であれば P は Q^2 に比例するが、乱流タイプを示す P — Q 関係はこの中間的なものが多い。これは試験ステージには様々な割れ目幅を持つ割れ目が交差し、微細割れ目内は層流状態で流れ、割れ目幅のより大きい割れ目内では乱流状態になっており、これらが同一試験ステージでは複合した状態となっていることから上述のような中間的な P — Q 関係となると考察している。

ルジオン試験の結果得られるルジオン値は、ダム基礎のグラウチングにおいて注入材料の配合や注入圧力などの注入仕様や基礎処理範囲や追加基準などの判断基準として重要な指標となっている。しかしながら、この指標は上述のように乱流の影響を受ける場合は透水係数を表す定量的指標とは成りえず、しかも透水性とグラウトの注入量の多寡とは必ずしも一意の関係で整理できないこと（即ちルジオン値が小さくても注入量が多くなる場合やその逆の場合などがある）もあり、ルジオン値を基礎処理の

設計・施工に利用するに当たりルジオン値のもつ以上のような性格や限界を十分認識しておくことの重要性が指摘されている⁶³⁾⁶⁴⁾。

山口らはルジオン試験時に乱流が発生し、 $P-Q$ 関係が流量低減型と成る現象に関して詳細な検討を加え下記の知見を報告している⁶⁵⁾。

- ① 通常ルジオン値は、「ルジオンテストの技術指針・同解説」⁶⁾の「 $P-Q$ 曲線に直線関係があることを確認したうえでルジオン値を計算する」という規定に従い、高圧部での直線性の良い $P-Q$ 関係を外挿して注入圧力 10kgf/cm^2 時の流量を求め、換算ルジオン値 (Lu_1) としている。しかしながら乱流状況が発生した場合、 $P-Q$ 関係はべき数が $1\sim 2$ のべき関数で比較的良く近似できること⁶⁶⁾⁻⁶⁸⁾から、算術目盛りで表した $P-Q$ 関係 (図-2.4.1) を両対数目盛り上で表現し (図-2.4.2) その直線関係から注入圧力 10kgf/cm^2 時の流量を求めて換算ルジオン値 (Lu_2) とする方法がより妥当な外挿の仕方であるとしている。
- ② さらにルジオン試験を多段階に注入圧力を変化させ実施し、各段階で得られた $P-Q$ 関係データから層流と乱流の抵抗則を求め^{67) 68)}、その抵抗則を用いて理論的に当該岩盤の注入圧力 10kgf/cm^2 時の流量を想定し換算ルジオン値 (Lut) とする方法を提案している。実際のサイトで Lu_2 と Lut の関係を比較検証 (図-2.4.3) し、両者は非常に良く一致するとしている。

また、 Lu_2 と Lu_1 の関係をルジオン試験時の最高注入圧力 (注入ポンプの吐出量に限度があることからルジオン値により注入最高圧力が変化する) との関係で整理し (図-2.4.4)、注入圧力が 3kgf/cm^2 より低いと、 Lu_1 は Lu_2 よりも大きくなる傾向があるとしている。

- ③ 上述で求められる層流状態での抵抗則即ち透水係数と等価に換算されるルジオン値 (Lu_l) と同じ試験ステージで得られる乱流状態での換算ルジオン値 (Lut) との関係を整理し (図-2.4.5)、亀裂性岩盤においては Lut が数ルジオン以上になると乱流の影響を受け始め、 Lut が大きくなるほど、 Lu_l/Lut の倍率は高くなり Lut が 100 程度になるとその乖離度は約 2 オーダーと大きくなる。

また亀裂性岩盤をモデル化し、層流・乱流の抵抗則を用いてルジオン試験時における $P-Q$ 関係を解析的にシミュレートした事例^{29) 44) 69)}が見られるが、これらの結果は、乱流状態を想定しなければ、現実の試験時の $P-Q$ 関係は説明されないことを示している。

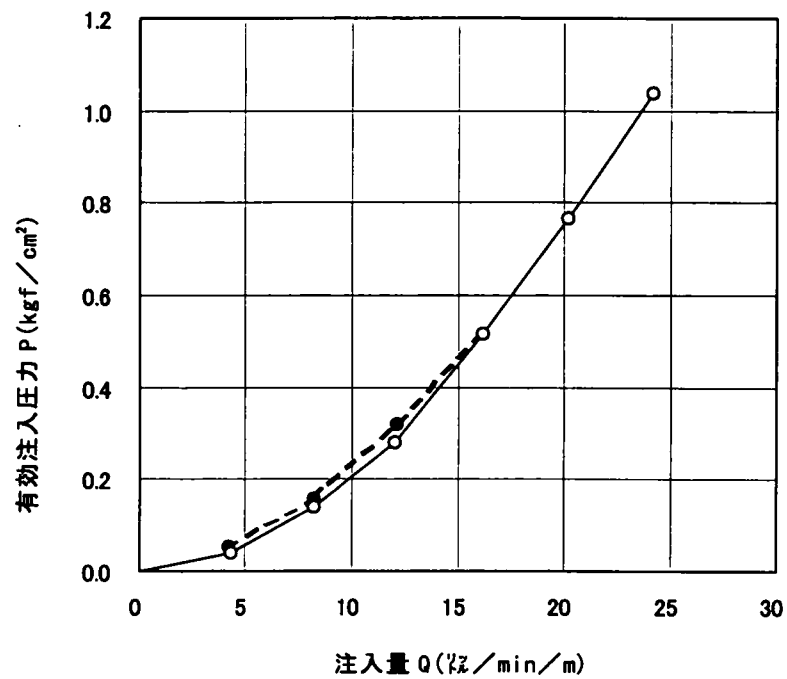


図-2.4.1 P-Q 曲線の一例 (A ダムサイト)

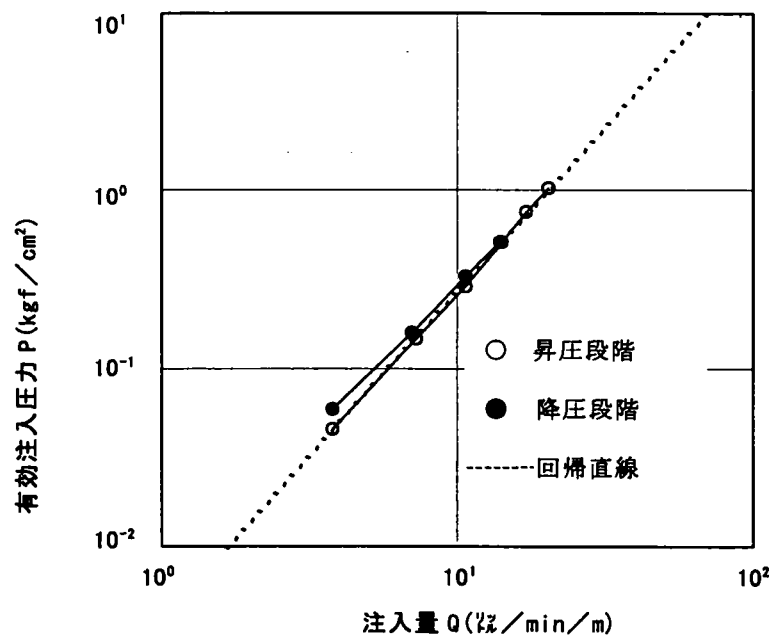


図-2.4.2 両対数紙上に書いた P-Q 曲線の一例 (A ダムサイト)

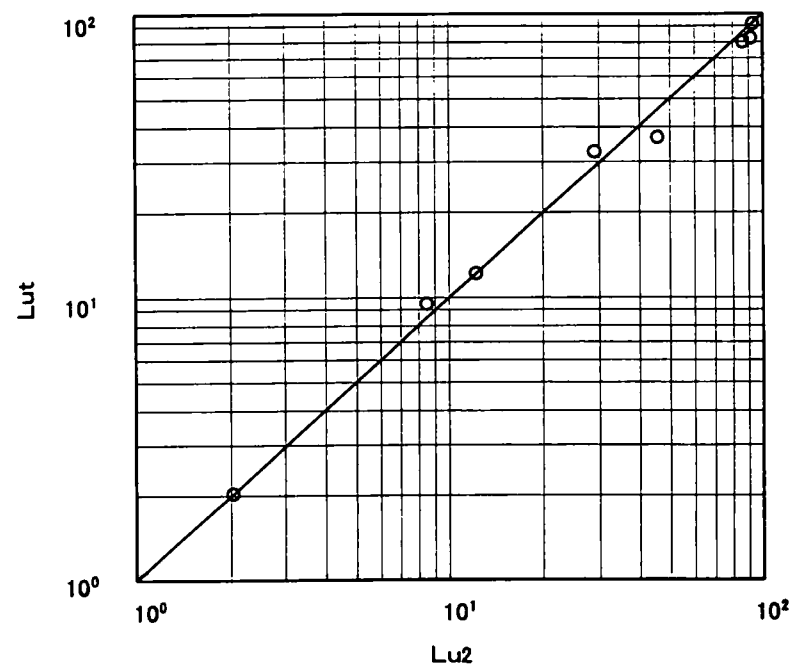


図-2.4.3 Lu2 と Lut の関係 (Aダムサイト)

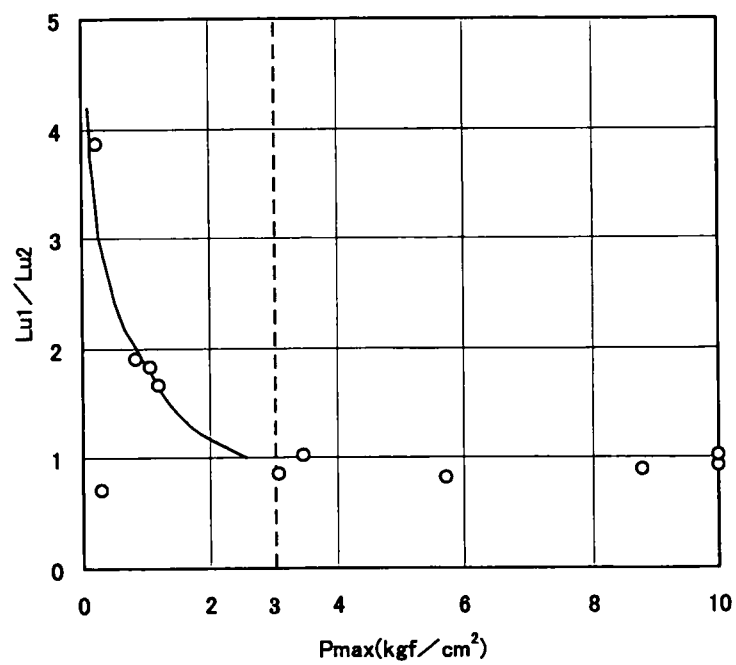


図-2.4.4 Pmax と Lu1/Lu2 の関係 (Aダムサイト)

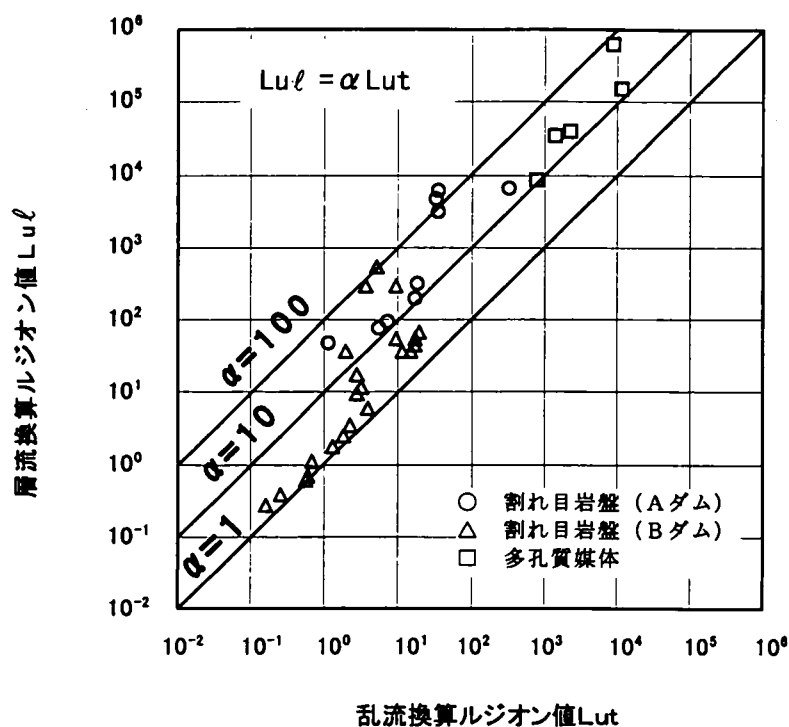


図-2.4.5 Lut と Lu_{ℓ} の関係

2. 5 高粘性流体試験による透水性評価

2. 4では、ルジオン試験時に認められる逐次流量低減型の $P-Q$ 関係から乱流の影響を評価し、層流状態でのルジオン値を求める試みについて述べたが、ここではルジオン試験時に層流状態でのルジオン値を直接求める方法について論及する。

2. 5. 1 高粘性流体試験の原理と方法

高粘性流体試験については、渡辺⁷⁰⁾によりその原理が提唱され、ピット式試験で試みられた。この渡辺による試験は、高透水性岩盤の透水性評価に関する筆者らとの共通の問題認識の下に、当社ダムサイトで当社と共同で実施したものである。その後、松本・山口⁷¹⁾⁷²⁾⁷³⁾らによりボーリング孔内での試験方法として検討が進められてきた。

原理的には、レイノルズ数が定義される式(2.16)の分母である流体の粘性を高めることにより、割れ目内の流況を乱流から層流にすることが可能となることから、高粘性流体を用いて層流状態での透水試験を行おうとするものである。

$$\begin{aligned} Re &= 2Vt/\nu \\ &= 2Vt\rho/\mu \end{aligned} \quad (2.16)$$

ここで、 V は流速、 t は割れ目幅、 ν は水の動粘性係数、 ρ は密度、 μ は粘性係数である。

層流状態での透水係数はダルシーの法則に従い式 (2.17) で定義される。

$$V = ki = K(\rho g / \mu) i \quad (2.17)$$

ここで、 V は見掛けの流速、 k は透水係数、 i は動水勾配、 g は重力加速度、 ρ は流体の密度、 μ は流体の粘性係数、 K は地盤の固有浸透係数（長さの二乗の次元）である。

したがって、高粘性流体を用いて層流状態での試験を行い地盤固有の値である固有浸透係数 K を求めれば、水との粘性比による変換から透水係数 k を求めることができる。

粘性と注入流量の関係については、ある一定の注入圧力 (P_0) のもとでは、式 (2.17) に準じて次の式 (2.18) を満たす関係が層流状態において成立する。

$$Q_H = K' P_0 / \mu_H \quad (2.18)$$

ここで、 Q_H は注入流量 (ℓ/min)、 K' は比例定数、 μ_H は粘性係数 (cp)、 P_0 は一定の注入圧力 (kgf/cm²) である。

注入圧力を一定として、水から始め順次粘性の高い流体を注入し、各粘性段階ごとに安定した注入流量を把握し、流体の粘性とそのときの注入流量の関係をプロットする。事例を示すと図-2.5.1のようにプロットされる。高粘性域で認められる両対数目盛り上での逆比例関係が、上述の式 (2.18) の関係を表している。

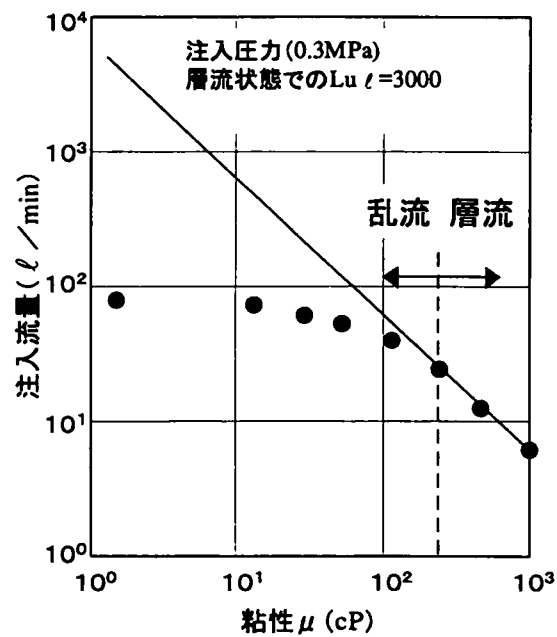
この関係式に水の粘性係数 (μ_w = 約 1 cp) を代入して、層流状態での水の注入流量 (Q_{wL}) を求める。このようにして求めた Q_{wL} を次式 (2.19) に代入して、注入圧力 1MPa (10kgf/cm²) 相当での単位注入流量に換算し、層流状態での換算ルジオン値（以下層流換算ルジオン値； Lu ）を求めることが出来る。

$$Lu = (10 / P_0) \times (Q_{wL} / L) \quad (2.19)$$

ここで、 L は試験区間長である。

なお、山口らは、高粘性流体として、安全性、経済性、取り扱い面から総合的に優れるメチルセルローズ系の材料を用いている。ただし粘性が高くなると非ニュートン

性を示すことから 1000cp 程度以下に抑えることが望ましいとされる。粘性流体の粘性値は試験全体の精度に影響を与えることから、その測定精度を上げることが重要である。また、一定の注入圧力としては、高粘性流体試験に先立って実施する水を用いたルジオン試験の際に負荷する最高注入圧力を目安に各ステージ毎に定めることが多い。



図－2.5.1 高粘性流体試験結果の一例（輝石安山岩）

2. 5. 2 試験結果の事例

これまで高粘性流体試験を適用し高透水性岩盤の透水性を評価した事例は多くない。柱状節理が発達した第四紀の安山岩を対象に実施された結果⁷¹⁾⁷²⁾と溶結凝灰岩を対象に行われた事例⁷⁴⁾が報告されているのみである。

その結果を水を用いたルジオン試験から得られた乱流換算ルジオン値 (Lut) と高粘性流体試験から得られた層流換算ルジオン値 (Lul) との関係として整理すると、図-2.5.2に示すとおりとなる。両者の値の乖離度を表す Lul/Lut の比は、対象岩盤によっても異なる結果が現れているが、いずれも Lut が 10 ルジオン程度で 10 倍以上 Lut が 100 ルジオンを超えると、その乖離度は 2 オーダー近く大きくなる。

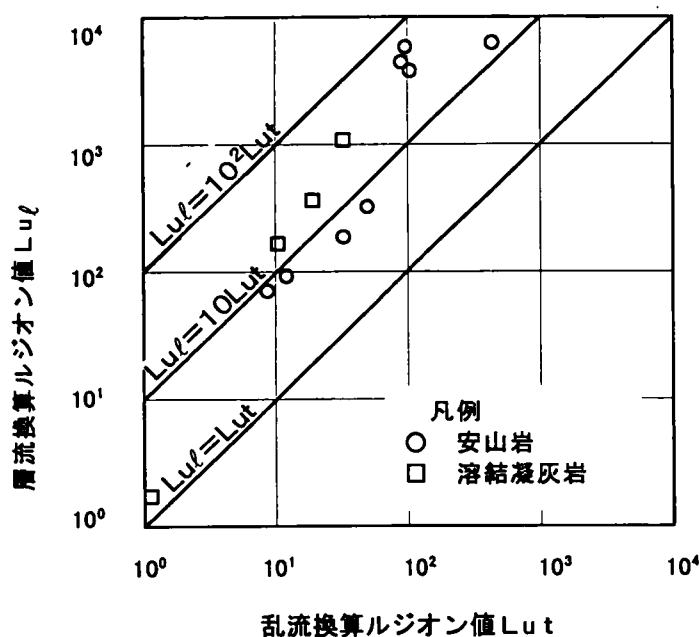


図-2.5.2 Lut と Lul の関係

2. 6 まとめ

ダム基礎の透水性を評価する場合、「ルジオンテストの技術指針」に従い、ルジオン値を算出し、これがダムや調整池周辺の基礎処理設計や基礎処理工事における重要な判断指標とされているのが実情であるが、このルジオン値は透水係数と言った定量的な指標でないことを留意しなければならない。特に高透水性岩盤においては、ルジオン試験時に岩盤内の流れが乱流になりやすく、この場合層流状態で想定されるルジオン値、即ち高粘性流体を用いて層流状態での試験をした場合に得られるルジオン値との乖離はきわめて大きい。水によるルジオン試験で10～100ルジオンと得られた結果は、層流状態でのルジオン値に置き換えるとオーダー違いで大きくなる傾向がある。一方、現実のダム基礎や調整池周辺からの浸透流量を予測する際に、想定される岩盤内の浸透流の流れは層流状態にあると考えられることから、岩盤の透水性は層流状態での透水性、定量的な透水性が重要となる。

参考文献

- 1)Louis,C. : Rock hydraulics, Rock Mechanics, Springer Verlag, pp.300—387, 1974.
- 2)Wilson,C., Witherspoon,P.A. : Steady state flow in rigid network of fractures, Water Resour, Res., Vol.10, No.2, pp.328—335, 1974.
- 3)Sharp,J.C., Maini,Y.N.T., Brekke,T.L. : Evaluation of hydraulic properties of rock masses, New horizons in rock mesh, 14th Symp.Rock Mech, pp.481—500, 1973.
- 4)Lugeon,M. : Barrages et geologie, Dunod Paris, 1933.
- 5)建設省河川局開発課監修：ルジオンテスト技術指針・同解説，（財）土木開発技術センター，1984.
- 6)Hsieh,P.A., Neuman,S.P. : Field determination of the tree-dimensional hydraulic conductivity tensor of anisotropic media, 1.Theory, Water Resource Res., Vol.21, No.11, pp.1655—1665, 1985.
- 7)Hsieh,P.A., Neuman,S.P. : Field determination of the tree-dimensional hydraulic conductivity tensor of anisotropic media, 2.Methodology and application to fractured rocks, Water Resource Res., Vol.21, No.11, pp.1796—1804, 1985.
- 8)西垣誠，中屋真司，河野伊一郎：原位置における亀裂性岩盤の3次元異方透水係数の測定法に関する一考察，土質工学会論文報告集，Vol.31,No.3, pp.185—198, Sept,1991.
- 9)青木謙治，塩釜幸弘，戸井田克，手塚康成，小淵考晃，升本一彦：亀裂性岩盤の透水性評価に対するクロスホール透水試験法の適用性について，第8回岩の力学国内シンポジウム講演論文集，pp.441—446, 1990.
- 10)西垣誠，新堂充彦，竹内竜史：亀裂性岩盤における三次元浸透流解析手法に関する研究，第53回土木学会年次学術講演会講演概要集第3部，No.A,pp.568—569,1998.
- 11)長久，野口義文，穂刈利之，奥野哲久：孔間透水試験による岩盤透水係数の三次元異方性評価，第8回岩の力学国内シンポジウム講演論文集，pp.447—452, 1990.
- 12)Barker,J.A.:Generalized radial flow model for hydraulic tests in fractured rock,Water Resource Res.,Vol.24,No.10,pp.1796—1804,1988.
- 13)Doe,T.W., Geier,J.E. : Interpretation of Fracture System Geometry Using Well Test Data, Stripa Project, Technical Report TR91-03, 1990.
- 14)Noy,J.N., Barker,J.A., Black,J.H. ,Holmes,D.C. : Crosshole Investigations:

- Implementation and fractional dimension interpretation of sinusoidal tests,
Stripa Project, Technical Report, TR88-01, 1988.
- 15)Snow,D.T. : Anisotropic Permiability of Fractured Media, Water Resources
Research, Vol.5, No.6, 1969.
- 16)Oda,M., Hatsuyama,M. : Permeability tensor for jointed rock masses, Proc.Of
the Int.Symp.On Fundamentals of Rock Joints, pp.303－312, 1985.
- 17)Oda,M. : An equivalent porous continuum model for coupled stress and fluid
flow analysis in jointed Rock masses, Water Resource Res., 22, pp.1845－1856,
1986.
- 18)小田匡寛, 前沢卓郎, 数納慎吾, 羽出山吉裕: クラックテンソルによる岩盤透水係
数の評価, 第6回岩の力学国内シンポジウム講演論文集.
- 19)山崎雅直, 鈴木健一郎, 小田匡寛: クラックテンソルによる花崗岩の透水性の評価,
第51回土木学会年次学術講演会講演概要集, 第3部, pp.622－623,1996.
- 20)Louis.C : A study of groundwater flow in jointed rock and its influence on the
stability of rock masses,Imperial College Rock Mechanics Reseach
Report,No.10,September,1969.
- 21)渡辺邦夫: 岩盤割れ目系の諸地質量を考慮した岩盤浸透流の解析に関する基礎研究,
埼玉大學学位論文, 1981.
- 22)渡辺邦夫, 星野吉昇: 岩盤中に発達する単一割れ目の透水係数の算定, 応用地質,
Vol.21,No.2,pp.60－70,1980.
- 23)渡辺邦夫, 小島圭二: 断層・割れ目系岩盤中の地下水流れと関与する地質量の計測
と評価, 日本応用地質学会シンポジウム論文集, pp.2－17,1980.
- 24)渡辺邦夫, 佐藤邦明: 岩盤浸透流の基礎的性質, 第22回水理講演会論文集, pp.297
－302,1978.
- 25)古田島信義, 渡辺邦夫: 岩盤 crack の透水性に影響を与える crack 岩盤壁面粗度の
水理学的評価, 日本応用地質学会昭和55年度研究発表会, 1980.
- 26)古田島信義, 渡辺邦夫, 佐藤邦明: 岩盤クラック壁面凹凸の透水係数に与える影響,
第25回水理講演会論文集, pp.367－372,1981
- 27)山口嘉一, 佐藤弘行: 確率統計的浸透流解析によるダム基礎グラウチング効果の評
価, ダム工学, No.40,pp.302－310,2000.

- 28)山口嘉一, 中屋真司: 確率統計的浸透流解析によるダム基礎グラウチング効果の評価, 第3回地盤改良シンポジウム発表論文集, pp.83-88, 1998.
- 29)Nakaya,S., Koike,A., Horie,M., Hirayama,T., Yoden,T.: A geostatistical approach to estimate the groundwater flow path in fractured rocks, Proc.9th Int.Conf.Computer Methods Advances Geomechanics, pp.1011-1014, 1997.
- 30)佐藤弘行, 山口嘉一: kriging によるカーテングラウチング効果の評価に関する基礎的検討, 第55回土木学会年次学術講演会講演概要集, III-A, pp.476-477, 2000.
- 31)杉村淑人, 森田豊, 渡辺邦夫, 大津宏康: 不連続性岩盤の調査・解析と評価 5. 不連続性岩盤における調査・解析事例(浸透問題)(その2), 土と基礎, Vol.48, No.12, pp.61-66, 1(5)-1(6), 2000.
- 32)Long,J.C.S., Witherspoon,P.A.: The relationship of the degree of interconnection to permeability of fracture network, Jour.Geophys.Res., 90, pp.3087-3098, 1985.
- 33)Long,J.C.S., Wilson,C.R., Witherspoon,P.A.: Porous media equivalents for networks of discontinuous fractures 不連続断裂網に対する等価多孔体, Water Resour.Res Resources Research, Vol.18, No.3, pp.654-658, 1982.
- 34)大西有三, 鍵本広之: 岩盤割れ目性状の評価方法に関する一考察, 土木学会論文集, 第400号/III-10, pp.29-38, 1988.
- 35)大西有三, 鍵本弘之, 西野賢治: 岩盤節理情報の処理とその浸透流解析への適用について, 土木学会論文集, 第376号/III-6, pp.241-248, 1986.
- 36)大西有三, 西野賢治: 岩盤調査による割れ目情報を利用した岩盤浸透解析, 第16回岩盤力学に関するシンポジウム, 土木学会, pp.76-80, 1984.
- 37)大西有三, 西野賢治: 不連続岩盤の準三次元浸透解析, 第6回岩の力学国内シンポジウム講演論文集, 1984.
- 38)Ohnishi,Y., Shibata,H., Nishigaki,M.: Finite Element Analysis of Seepage Flow in Regularly Jointed Rock Mass, 5th.Int.Conf.On Numerical Methods in Geomechanics, Nagoya, 1985.
- 39)菊地宏吉, 水戸義忠, 本多真他: 原位置試験による節理性岩盤の浸透流解析に関する研究, 第8回岩の力学国内シンポジウム講演論文集, pp.435-440, 1990.
- 40)菊地宏吉, 水戸義忠他: 節理性岩盤の現場浸透流実験とその解析, 第9回岩の力

- 学国内シンポジウム講演論文集, pp.205-210, 1994.
- 41)三枝博光, 森田豊, 杉村淑人, 渡辺邦夫: 亀裂性岩盤の水みちに関する基礎的研究, 第51回土木学会年次学術講演会講演概要集, 第3部, pp.622-623, 1996.
- 42)杉村淑人, 松田育子, 富森勲, 増本清, 渡辺邦夫: 水みちネットワークモデルを用いた岩盤浸透流逆解析, 土木学会論文集, No.638, pp.41-50, 1999.
- 43)杉村淑人, 森田豊, 渡辺邦夫: ダム基礎岩盤の水みち構造把握の試み, 埼玉大学工学部地盤水理実験施設年報, No.24, pp.133-150, 1999.
- 44)Sugimura, Y., Morita, Y., Watanabe, K.: Non-Darcy flow analysis of jointed rock foundations using channel network model, ISRM 9th Congress, 1999.
- 45)Warren, J.E., Root, P.J.: The Behavior of Naturally Fractured Reservoirs, Jour. Soc. Pet. Eng., Sept., pp.245-255, 1963.
- 46)大西有三, 小林晃, 塩田卓央: 二重空隙モデルを用いた地盤挙動に関する考察, 土木学会論文集, No.394/III-9, 1988.
- 47)大西有三, 井尻裕二: 不均質地盤における浸透流の逆問題解析手法に関する基礎的研究, 土木学会論文集, No.376/III-6, 1986.
- 48)Kobayashi, A., Yamashita, R.: Three Dimensional Flow Model in Fractured Rock Mass, Symp. Rock Joints, Leon, Norway, pp.639-649, 1990.
- 49)河野伊一郎: 地下水工学, 鹿島出版会, pp.102-110, 1997.
- 50)Earth manual 2nd edition, U.S. Department of the Interior, Bureau of Reclamation, 1974.
- 51)Design of small dams, Third Printing, U.S. Department of the Interior, Bureau of Reclamation, pp.193-239, 744-754, 1965.
- 52)U.S. Department of the Army, Corps of Engineers: Manual for subsurface investigations, 1957.
- 53)U.S. Department of the Interior, Bureau of Reclamation: Earth manual, First Edition, 1960.
- 54)河野伊一郎, 西垣誠: 原位置透水試験方法の解析手法に関する研究, 土質学会論文報告集, Vol.23, No.4, pp.157-170, 1983.
- 55)地盤工学会編: 地盤調査法, pp.269-342, 1995.
- 56)山口嘉一, 松本徳久: ダム基礎の透水性とルジオン値, 土木学会論文集, No.412/

III-12, pp.51-60.1989.

57)松本徳久, 山口嘉一, 弘末文紀: ルジオンテストの各種境界条件下での精度と結果の解釈, 建設省土木研究所資料, 第 2518 号, 1987.

58)宇多進一, 井宮裕: 最近のルジオンテストについて, 第 24 回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集, pp.16-20, 1992.

59)播田一雄, 豊田光雄: 水圧計を利用したルジオンテストにおける一考察, 建設省土木研究所資料, 第 1570 号, 1980.

60)登坂博行, 小島圭二: 三次元的流動条件を考慮したルジオン値から透水係数への換算方法について, 第 8 回岩の力学国内シンポジウム講演論文集, pp.405-410, 1990.

61)Lancaster-Jones.P.F.F : The interpretation of the Lugeon water-test, Journal of Engineering Geology, Vol.8, pp151-154, 1975.

62)Houlsby,A.C. : Routine interpretation of the Lugeon water-test, Journal of Engineering Geology, Vol.9, pp.303-313, 1976.

63)Kutzner,C. : Considerations on rock permeability and grouting criteria, Proc. The 15th Congress on Large Dams, Q.58, R.17, pp.315-328, 1985.

64)Ewert,F.K. : Rock grouting with emphasis on dam sites, Springer-Verlag, 1985.

65)山口嘉一, 松本徳久: 岩盤のルジオン値と透水係数の関係, 土木学会論文集, No.454, III-20, pp.123-126, 1992.

66)松本徳久, 山口嘉一, 安仁屋勉: 岩盤透水性の新たな評価の試み, 第 8 回岩の力学国内シンポジウム講演論文集, 岩の力学連合会等, pp.423-428,1990.

67)山口嘉一, 安仁屋勉, 松本徳久: 高透水性岩盤の流水抵抗則 (第 2 報), 第 23 回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集, pp.202-206,1991.

68)山口嘉一, 安仁屋勉, 澁市秀雄, 松本徳久: 高透水性岩盤の層流および乱流抵抗則の原位置測定, 土木学会論文集, No.454, III-20, pp.27-37, 1992.

69)末吉治彦, 大村富士夫, 加藤克行, 上野勇武: 節理性岩盤における乱流状態と透水性評価, 第 18 回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集, pp.356-359, 1986.

70)渡辺邦夫, 芦川亮一: 割れ目岩盤の透水試験における乱流の影響評価の試み, 第 17 回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集, 土木学会, pp.161-165, 1985.

71)松本徳久, 山口嘉一, 澁市秀雄: 高粘性流体を用いた透水試験, 第 23 回土質力学研究発表会講演集, pp.125-126, 1988.

- 72)山口嘉一，澁市秀雄，松本徳久：ルジオンテストにおける乱流の影響と対策，第21回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集，pp.401－405，1989.
- 73)山口嘉一：「ダム基礎の浸透機構の解明に関する研究」，大阪大学学位論文，pp.22－64，1993.
- 74)岩本忠信，園元秀夫，有門英幸，土妻睦夫：高粘性流体を用いた岩盤透水係数の測定－熔結凝灰岩を対象としたルジオンテスト－，応用地質第31巻2号，pp.1－10，1990.

第3章 岩盤割れ目内流れに関する基礎的実験

3. 1 概説

第2章に述べたように、開口割れ目を有する岩盤においては、ルジオン試験から得られる透水性は、ルジオン試験時に乱流になりやすいことから層流状態で想定される透水性に比べ過小に評価される傾向がある。

これは、ルジオン試験時に岩盤の割れ目内における流速が大きいこと、また、岩盤割れ目は比較的大きな粗度を有しており、さらには狭在物により局所的な閉塞を起こしている場合があることなどにより、割れ目内の流れ（流線）に乱れが生じやすく、管路内の流れなどに比べて層流状態を維持しにくいためであると考えられる。また、岩盤内の割れ目はある程度の方向性を有しているものの一般的にそのばらつきは大きいため、相互にネットワークを形成している。よって、割れ目の分岐・合流が多数存在するところでは割れ目内流れが複雑な形態をしており乱れを生じやすくする要因となっているものと考えられる。

そこで、ここでは単一割れ目内の流れに着目し、流れが層流から乱流に遷移する要因を室内実験により評価することとした。単一割れ目内流れの層流から乱流への遷移条件については、Louis¹⁾、渡辺²⁾らによっても調べられており、乱層流境界レイノルズ数は小さいもので500程度の結果が示されている。

今回実施した室内実験では、岩盤から採取したボーリングコアを用いており、ボーリングコアを縦断する単一割れ目について透水試験を実施した。割れ目は自然に形成されたもの、人工的に生成したものを試験対象とした。試験は、水による測定の外に粘性流体による測定も実施し乱流発生条件の相違点について評価した³⁾。

3. 2 実験方法

3. 2. 1 供試体

ボーリングコアは、火成岩の節理性岩盤が分布するサイトである我が国のK, T地点のものをを用いることとした。

使用したボーリングコアの内訳は次の通りである。

①K地点

No.1 粗粒凝灰岩（自然割れ目）

No.2 粗粒凝灰岩（人工割れ目）

No.3 角礫安山岩（人工割れ目）

No.4 細粒凝灰岩（人工割れ目）

②T地点

No.5 安山岩（自然割れ目）

No.6 安山岩（人工割れ目）

なお、人工割れ目はコンクリートの割裂引張試験の要領で作成した。

写真－3. 2. 1に今回使用したボーリングコア供試体を示す。

3. 2. 2 実験装置

実験装置は**図－3. 2. 1**および**写真－3. 2. 2**に示す通りであり、ボーリングコア（径約 50mm, 長さ約 100mm）を縦断する割れ目の下端から給水し上端から排水する方式をとり、給水水槽と排水水槽との高低差により、ボーリングコア割れ目内の平均動水勾配を制御することとした。また、導水管が割れ目に接続する部分を拡大し、割れ目流入時の抵抗を低減させるようにした。

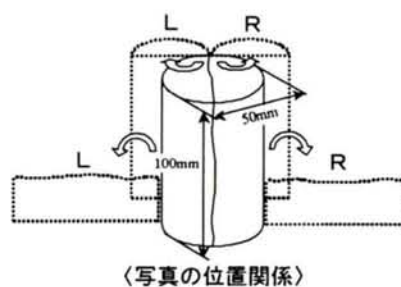
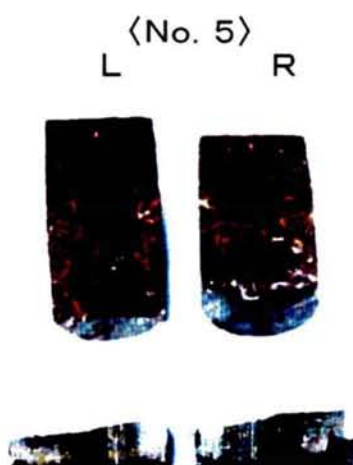
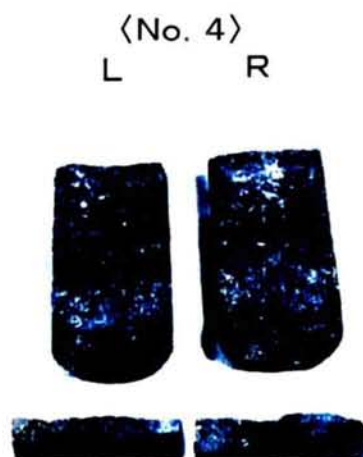
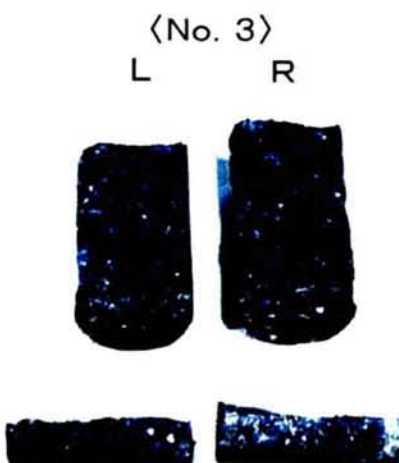
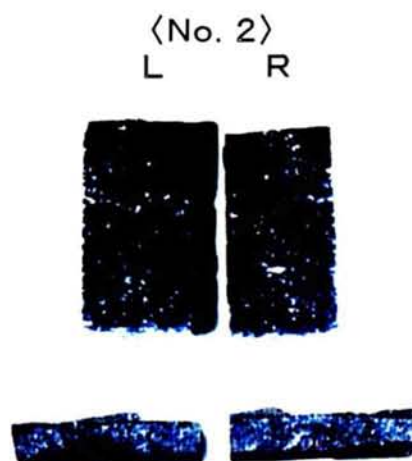
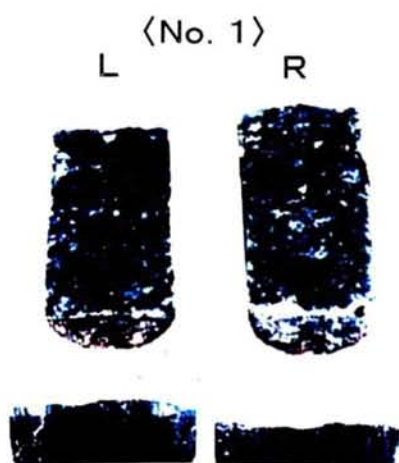


写真-3.2.1 実験に使用したボーリングコア

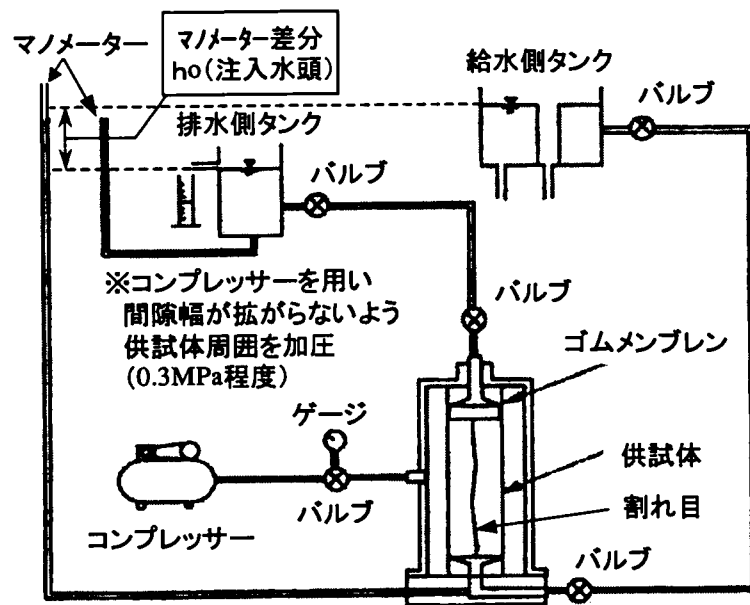


図-3.2.1 (1) 岩盤割れ目内流動特性確認実験装置

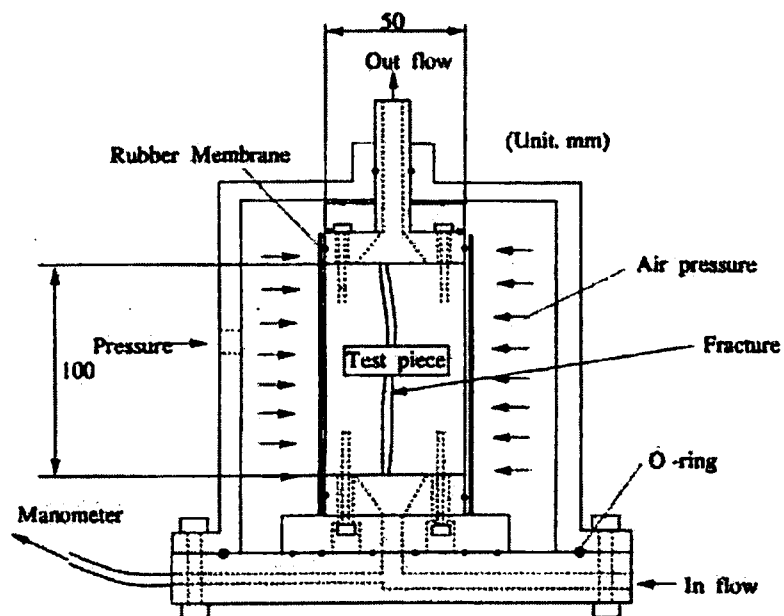
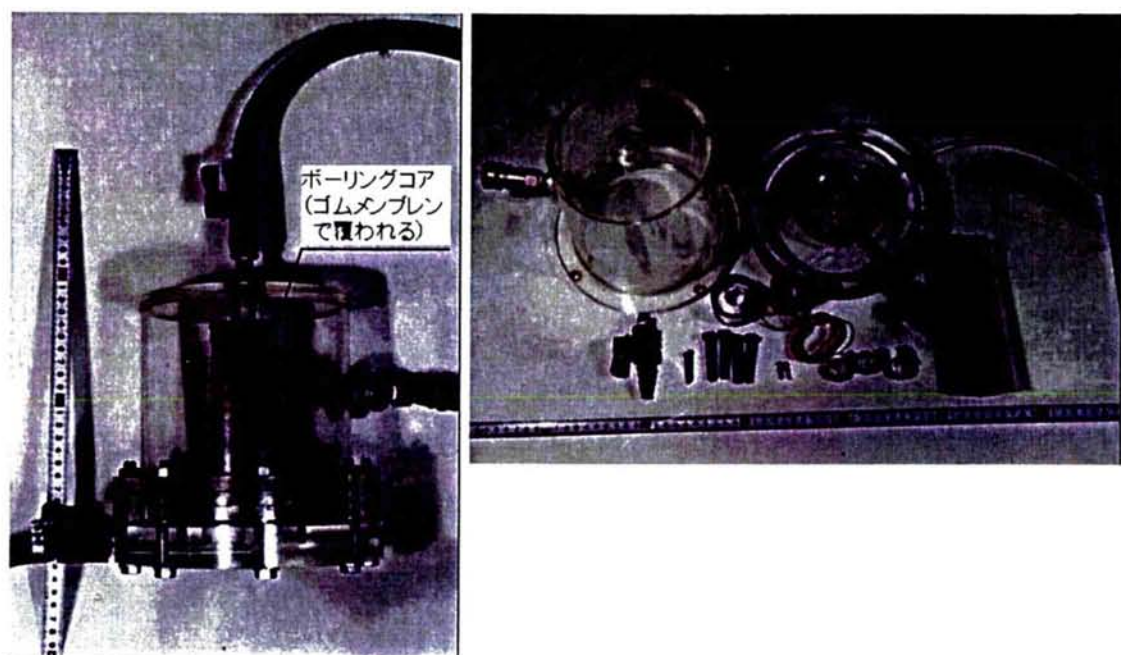


図-3.2.1 (2) 岩盤割れ目内流動特性確認実験装置
(テストモールド詳細図)



写真－3. 2. 2 岩盤割れ目内流動特性確認実験装置

3. 2. 3 実験条件

次に示す条件の下，設定割れ目幅ごとに動水勾配を変化させ，定常状態の割れ目内流量を測定する．

①割れ目幅：自然状態 (t_0)， $t_0+0.1$ ， $t_0+0.2$ ， $t_0+0.3$ (mm)

②動水勾配：1.0～20 の間で 10 段階

③使用流体：水 (1.3cP)，

メチルセルローズ系粘性流体濃度

0.5%，1.0%，1.5% (各 6.3，21.4，35.5cP at15℃)

※粘性流体の粘性については，キャノンフェンスケ粘度計により測定した．

これらの粘性ケースは図中では“粘性 0.5%”“粘性 1.0%”

“粘性 1.5%”と称することとする．

割れ目幅 (t とおく) については，割れ目面を合わせたときに生じる空隙量 (自然状態) を初期の間隙幅 (t_0 とおく) とし，隙間ゲージにより 0.1mm ずつ間隙を拡げた．

(キャノンフェンスケ粘度計による粘性測定)

キャノンフェンスケ粘度計は図-3.2.2 に示すものであり，低粘度の測定に適している．次の手順により測定を行う．(JIS K 2283⁴⁾に準ずる)

①A-A' 軸を鉛直に固定し，測定する流体を B-B' 線まで入れる．

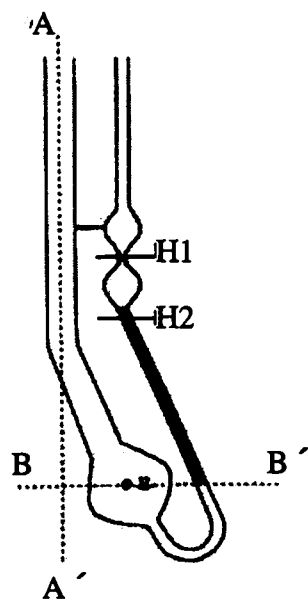
②流体を H 1 以上に吸い上げる．

③流体上面が H 1 から H 2 まで降下する時間を測定する．(0.1 秒単位)

④流体の粘度を次式にて求める．

流体粘度 (cP) = 降下時間 (sec) × 粘度計定数 (1.58)

粘性流体は温度により粘性が変化するため，実験では測定ケースごとに粘性測定を行うこととした．



図－3.2.2 キヤノンフェンスケ粘度計

3.3 割れ目面の粗度計測

割れ目面の粗度（凹凸の分布）ならびに割れ目間の空隙量について、図－3.3.1 および写真－3.3.1 に示すレーザー変位計（精度 $\pm 10\text{ }\mu\text{m}\pm 0.3\%$ ）を用いて計測した。計測手順は次の通りである。

- ①ボーリングコア割れ目の上下面が接する点をそれぞれ3点選出する。
- ②テーブルにボーリングコアをセットし、①で選出した3点の高さを測定する。上下面で3点の高さの和が一致すればボーリングコアのセットは適当である。
- ③測定を開始する。XYテーブルが予め設定したプログラムに従い移動し、レーザー変位計が計測ピッチ（2mm 間隔）ごとに割れ目面の高さを測定する。この時計測される割れ目面の凹凸の高さはXYテーブルを基準面とする距離である。

各ボーリングコアについての計測結果は図－3.3.2 に示す通りであり、等高線の分布から安山岩コアの自然割れ目（No.5）は、他のものに比べて平滑であることがわかる。また、割れ目面を合わせた時に生じる初期の空隙量について、割れ目上下面の凹凸の分布に基づいて算出した（空隙量算出方法の概要は、図－3.3.3 に示す通りである）。各供試体について、初期の空隙量から平均間隙幅を算出した結果は、表－3.3.1 に示す通りである。この結果によっても、上述の平滑な割れ目を有する安山岩コアの自然割れ目（No.5）については、平均間隙幅が他のものと比べて明らかに小さく、割れ目面の密着度が高いことを示しているものである。

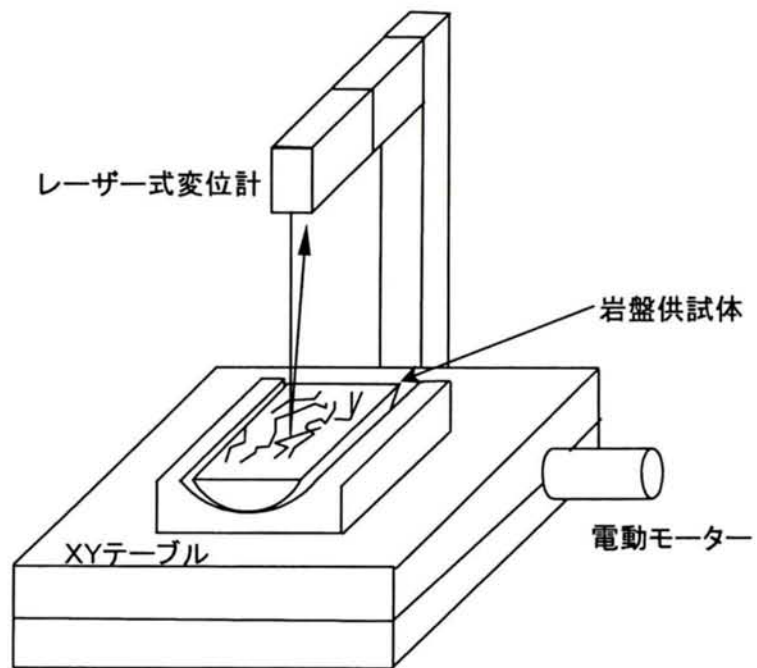


図-3.3.1 レーザー式変位計

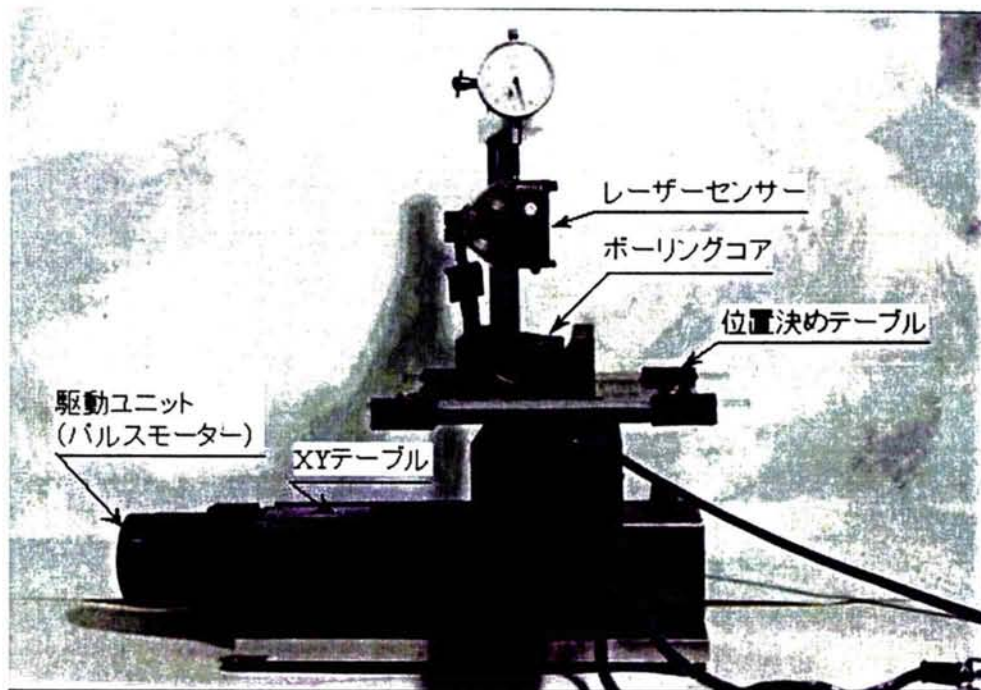
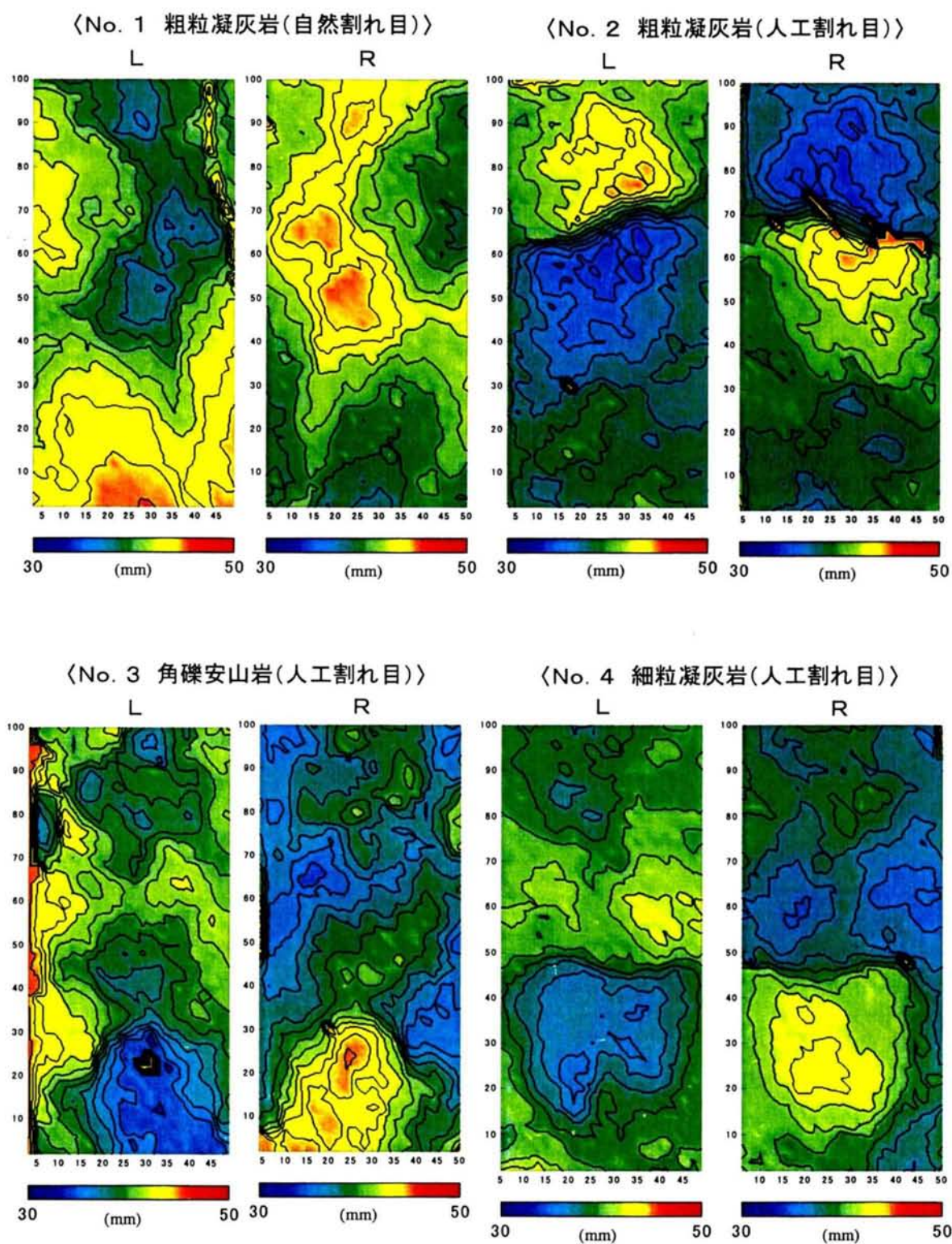
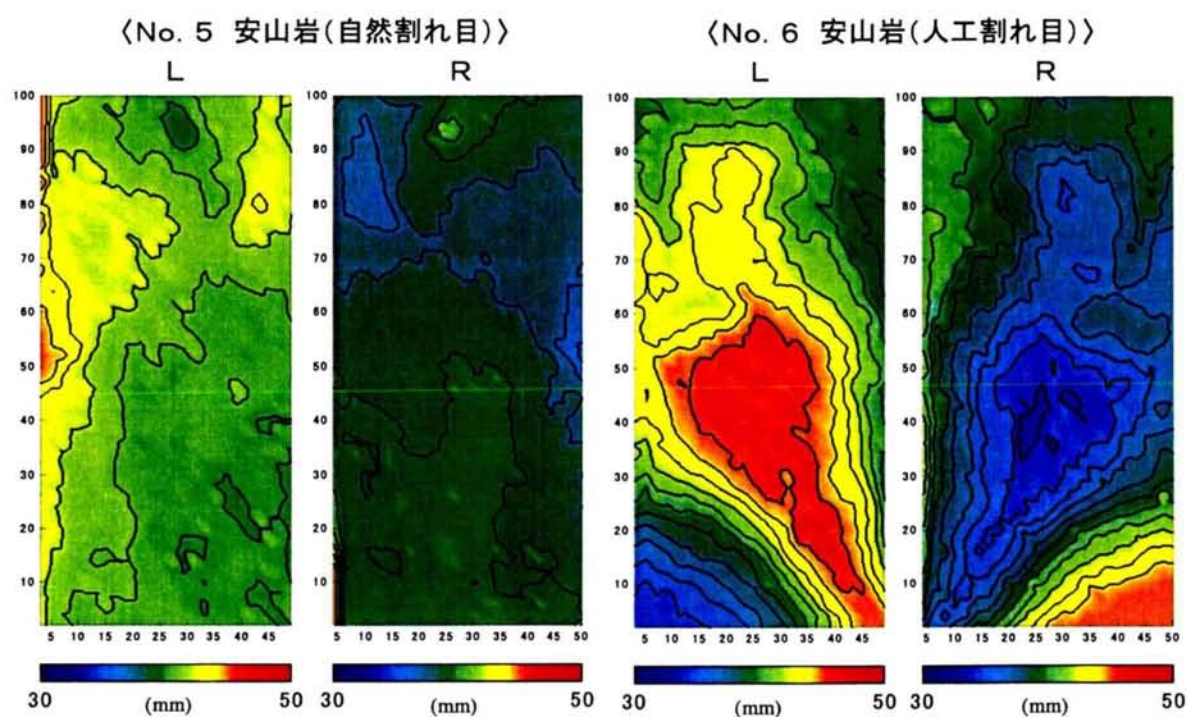


写真-3.3.1 レーザー式変位計



※等高線は30(mm)～50(mm)の間を
1 (mm)刻みで示す。

図-3.3.2 (1) ボーリングコア割れ目面凹凸計測結果

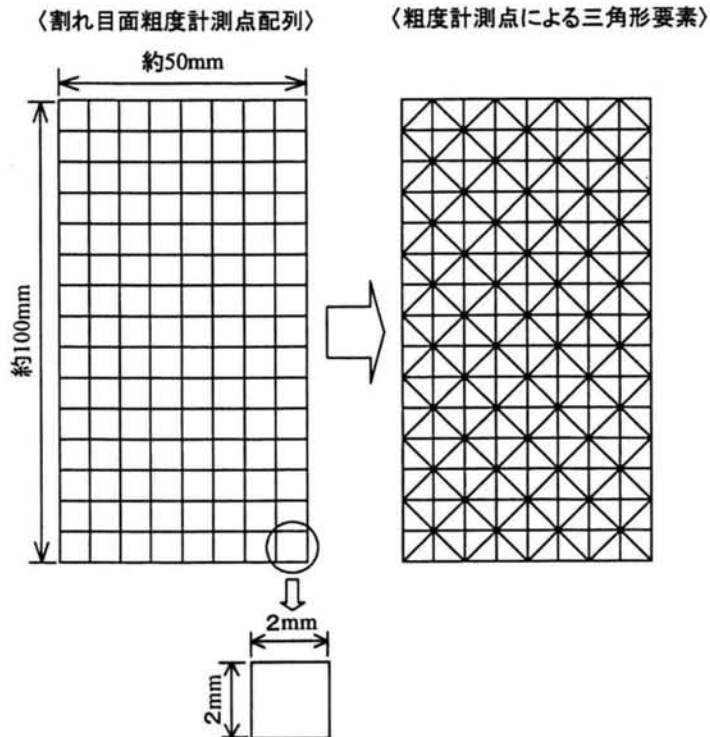


※等高線は30(mm)～50(mm)の間を
1 (mm)刻みで示す。

図－3.3.2 (2) ボーリングコア割れ目面凹凸計測結果

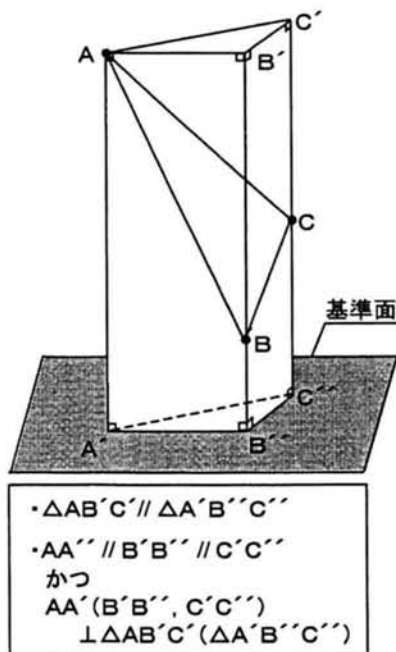
表－3.3.1 各ボーリングコア割れ目の初期空隙量と平均間隙幅

供試体番号	空隙量 (mm ³)	平均間隙幅 (mm)
No.1 粗粒凝灰岩 (自然割れ目)	1 4 0	0.0 3 1
No.2 粗粒凝灰岩 (人工割れ目)	9 4	0.0 2 1
No.3 角礫安山岩 (人工割れ目)	3 5 0	0.0 7 3
No.4 細粒凝灰岩 (人工割れ目)	2 6 0	0.0 6 0
No.5 安山岩 (自然割れ目)	1 9	0.0 0 4
No.6 安山岩 (人工割れ目)	1 1 0	0.0 2 5



①2mm間隔の測定結果を整理。
(測定点は2mm格子に配列する)

②測定点を節点とする
3角形要素を生成。



③全測定点のうちの最下点を抽出し、その点を通る水平な基準面を設定する。

④〔②で設定した3角形要素に関して、〕
測定点(左図の例では点A, B, C)から基準面および(3点のうちの)最上点(A)を通る水平な面への投影点(A', B', B'', C', C'')を求める。

⑤基準面以上の体積として、
“四角柱 $AB'C'C''B''A'$ —四角錐 $ABCC'B''$ ”
を求める。

⑥全3角形要素について基準面以上の体積を算出し合計する。割れ目面を合わせたときの基準面間の体積(*)から、コピース両方に関する基準面以上の体積合計を差し引いて、割れ目面間の空隙量が求められる。

* 測定にあたり割れ目面同士が接する3点が求められているため、この3点が成す平面を基準としてコピースの基準面間の距離が求められる。

図-3.3.3 初期空隙量の算出方法

3. 4 水による実験結果

水を用いた測定結果について、動水勾配と流量の関係図を図－3. 4. 1 に示す。

動水勾配 i と流量 Q の間には相関関係が見られることから、回帰分析 ($Q=a i^b$) により両者の関係にフィッティングする指数 b を評価することとした。

この指数 b は、一般に知られている流れの抵抗則⁵⁾

$$i = C V^m \quad (3.1)$$

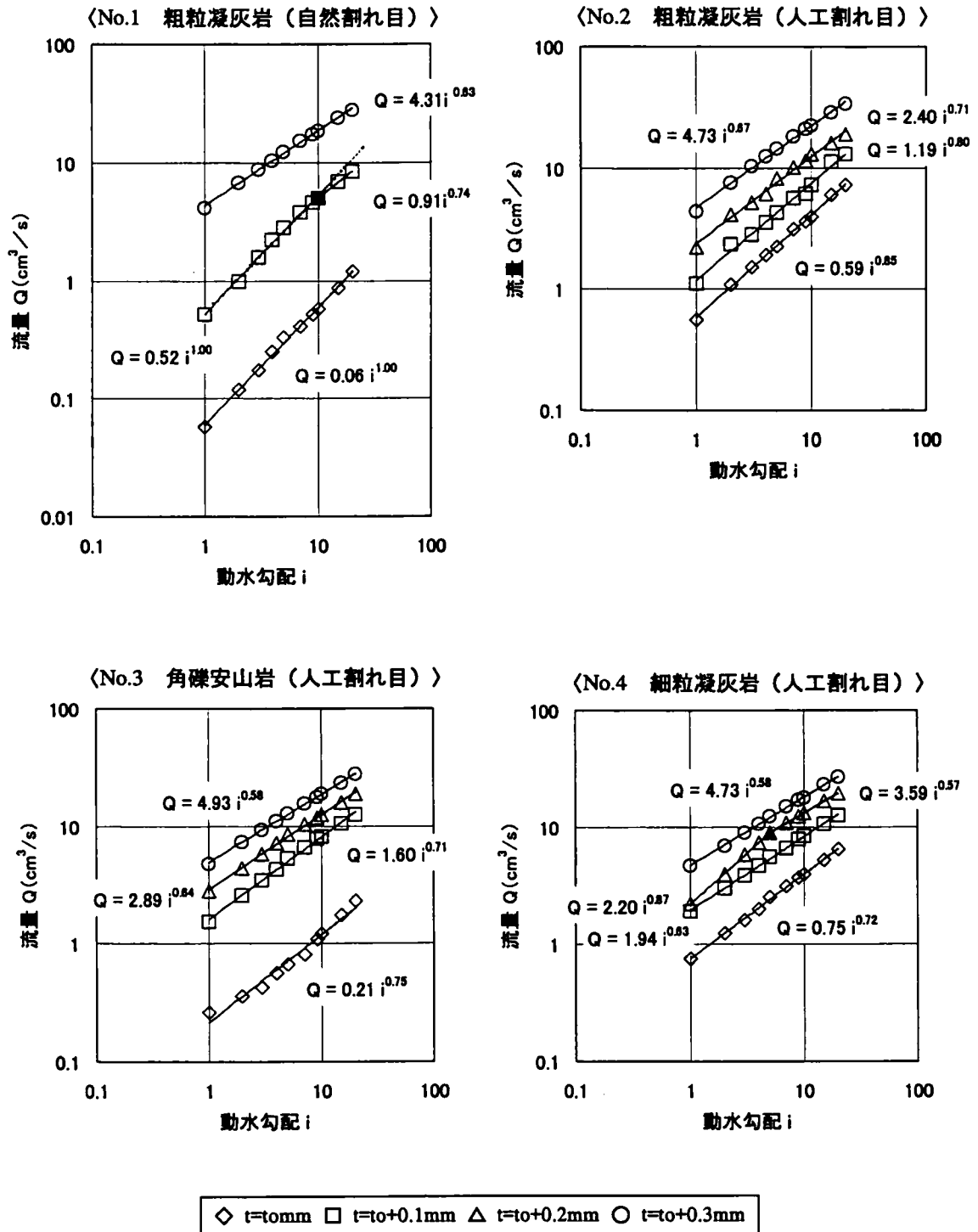
(ここで、 i は動水勾配の絶対値、 V は割れ目内平均流速、 C および m は定数) における流速にかかる指数 m の逆数である。この指数 m が 1 の場合は層流、1 から 2 の間にある場合は乱流であることから、指数 b に関しては 1 の場合は層流、1 から 0.5 間の場合は乱流となる。

フィッティングした指数 b についてそれぞれの供試体の割れ目幅ケースごとに整理した結果を図－3. 4. 2 に示す。なお、同じケースにおいて、動水勾配の増加に伴い指数が明瞭に減少する傾向が認められた場合 (図－3. 4. 1 中塗色点が変化点; No.1 の $t_o+0.1\text{mm}$, No.4 の $t=t_o+0.2\text{mm}$ および No.5 の $t_o+0.3\text{mm}$ ケース) については、動水勾配が大きい方の指数をプロットした。

全体的な傾向として、設定割れ目幅が大きくなるほど指数 b は 1.0 から 0.5 に漸近する傾向が認められる (各供試体 $t=t_o+0.3\text{mm}$ ケースでは 0.7～0.6 程度; 式 (3.1) における $m=1.5$ 程度に相当)。また、No.1 の $t=t_o+0.1\text{mm}$, No.4 の $t=t_o+0.2\text{mm}$ および No.5 の $t_o+0.3\text{mm}$ のケースにおいては、動水勾配の増加により指数 b が小さくなる傾向が明瞭に認められる。この指数の変化は、割れ目幅ならびに動水勾配の増加に伴い、割れ目内の流況が層流から乱流に遷移して乱流が発達する過程を示していると考えられる。

また、いずれの供試体 (No.1,5 の最小割れ目幅ケースを除く) についても、指数 b が 1.0 を下回る。よって、割れ目幅が 0.1～0.2mm 程度以上になれば、動水勾配が 20 以下で乱流の影響を受けると考えられる。ルジオン試験では注入圧力 1MPa(10kgf/cm²)において測定が行われるが、この時の影響範囲を試験区間長 (5 m) 程度と仮定すれば、その影響範囲内では動水勾配は平均的に 20 程度となる。実際は流れが放射状となることからボーリング孔付近ではさらに大きい動水勾配が発生することが考えられる。したがって、ルジオン試験時の岩盤割れ目内の流況については、割れ目が平行平板的なものであっても、割れ目幅が 0.1～0.2mm 程度以上であれば乱

流状態になると推察される。



図－3. 4. 1 (1) 水を用いた実験による動水勾配と流量の関係

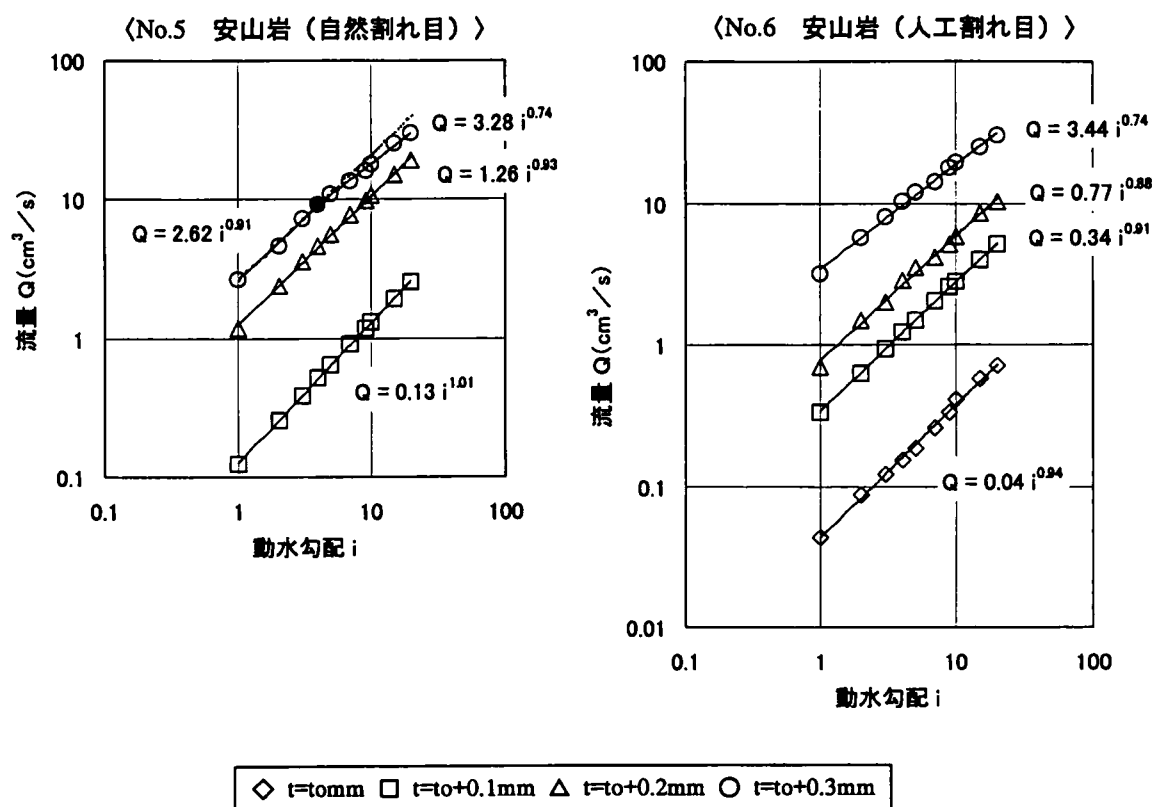


図-3.4.1 (2) 水を用いた実験による動水勾配と流量の関係

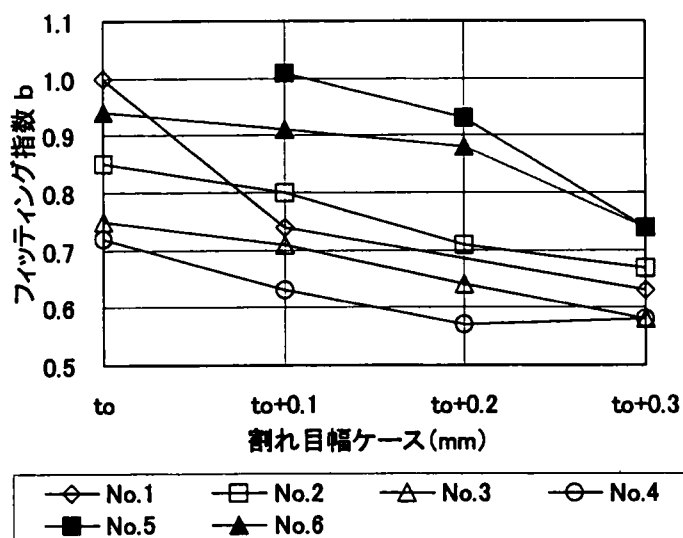


図-3.4.2 割れ目幅ケースとフィッティング指数 (b) の関係

次に、測定結果に基づき層流から乱流に遷移する条件を評価するため、各ケースごとに水理的割れ目幅を用い、レイノルズ数 Re と摩擦損失係数 f の関係を整理した。

いま、水理的割れ目幅を t_w 、動水勾配を i 、流量を Q 、割れ目内平均流速を V 、ボーリングコア径を D 、流体の動粘性係数を ν 、重力加速度を g とすれば、 Re および f は次式で表される ⁶⁾。

$$Re = \frac{2t_w V}{\nu} = \frac{2Q}{\nu D} \quad \left(\because V = \frac{Q}{t_w D} \right) \quad (3.2)$$

$$f = \frac{4gt_w i}{V^2} = \frac{4gt_w^3 D^2 i}{Q^2} \quad (3.3)$$

ここで、水理的割れ目幅 t_w とは、ボーリングコア割れ目内の流れを **Poiseuille flow** (平行平板間一次元流れ) とした場合に、平均流速と動水勾配の間に成立する次式の関係 (層流時) を満たす間隙幅として定義される ⁷⁾。

$$V = \frac{gt_w^2}{12\nu} i \quad (3.4)$$

$$\therefore t_w = \sqrt[3]{\frac{12\nu Q}{gDi}} \quad (3.5)$$

式 (3.2)、(3.3) により、各供試体の測定結果からレイノルズ数 Re と摩擦損失係数 f の関係について整理した結果を図-3.4.3に示す。なお、ここに示した直線は、式 (3.2) ~ (3.4) から導かれ次式 (3.6) に示される平行平板間層流流れにおける f — Re の理論関係である。

$$f = \frac{96}{Re} \quad (3.6)$$

図-3.4.3において、プロットが理論直線から乖離し始めるレイノルズ数は、層流から乱流に遷移する限界レイノルズ数と考えられる。結果は次に示す通りとなり、滑らかな平行平板において一般的な値とされる限界レイノルズ数 (2000 程度) ⁷⁾ に比べかなり低い値である。

No.1 (粗粒凝灰岩；自然割れ目)：200 程度

No.2 (粗粒凝灰岩；人工割れ目)：200 程度

No.3 (角礫安山岩；人工割れ目)：200 程度

No.4 (細粒凝灰岩；人工割れ目)：100～200 程度

No.5 (安山岩；自然割れ目) ：600 程度

No.6 (安山岩；人工割れ目) ：300 程度

安山岩の自然割れ目での限界レイノルズ数が他に比べて大きい理由については、先に述べた割れ目面の凹凸や初期空隙量の計測結果からわかるように、割れ目面が他に比べより平滑であることに起因すると考えられる。

なお、このように低いレイノルズ数で乱流に遷移することについては、岩盤割れ目を用いた同様な実験を行った渡辺によっても確認されている²⁾。

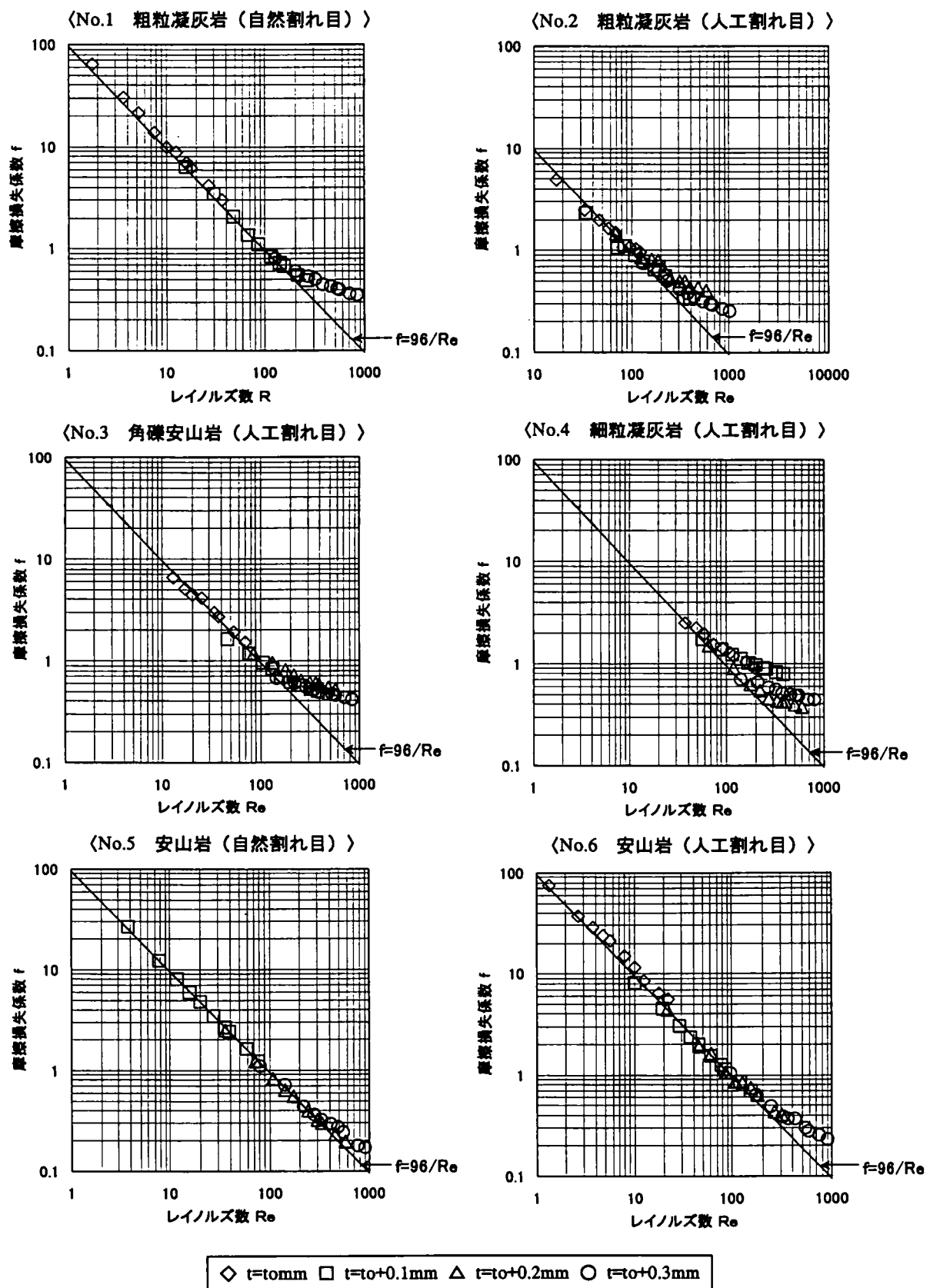


図-3.4.3 レイノルズ数と摩擦損失係数の関係

3. 5 粘性流体による実験結果

次に、粘性流体を用い水の場合と同様の測定を実施した。測定結果のうち、乱流が最も発生しやすいと考えられる $t = t_0 + 0.3\text{mm}$ のケースについて、水および粘性流体の測定結果は図－3.5.1に示す通りであり、粘性流体ではフィティング指数が 1.0 に近くほぼ層流状態であることがわかる。よって、流体の粘性を高めれば、割れ目内の流れは層流状態に遷移すると考えられる。

層流条件が満足されれば、Darcy 則⁷⁾および式 (3.4) より割れ目の透水係数 k と固有透水係数 K の関係は次式で表される。

$$V = ki = \frac{gt_w^2}{12\nu} i = \frac{\rho g t_w^2}{12\mu} i = K \frac{\rho g}{\mu} i \quad (3.7)$$

$$\therefore k = \frac{\rho g}{\mu} K \quad (3.8)$$

$$\therefore Q = Aki = A \frac{\rho g}{\mu} Ki \quad (3.9)$$

ここで、 $K = t_w^2/12$ 、 ρ は流体の密度、 μ は流体の粘性係数、 A は割れ目間隙の断面積である。

式 (3.9) より、流量は流体粘性に反比例する。そこで、図－3.5.1の測定結果について、流体と水の粘性比 μ_H/μ_W (μ_H : 粘性流体の粘性、 μ_W : 水の粘性) を測定流量に掛けて換算した結果は図－3.5.2に示す通りである。例えば No.1 について、動水勾配 $i \leq 2$ では水の流量と粘性流体の換算流量はほぼ一致するが、 $i \geq 3$ では水の流量は粘性流体換算流量の傾向および理論関係に比べ下方に乖離する。また、粘性流体各ケースの換算流量は、動水勾配条件の全般において（粘性 0.5%； $i = 20$ の場合を除き）ほぼ一致し、理論関係にも整合する。粘性流体のケースでは全般的に概ね層流状態であったが、動水勾配が最も大きいところ（ $i = 20$ ）では、粘性が最も低い濃度 0.5% ケースで乱流が発生したと考えられる。その他の供試体についても同様の傾向が認められる。したがって、岩盤の割れ目内において流れが層流状態であれば、式 (3.9) の通り流量は粘性に反比例することを確認した。

また、これらの水および粘性流体による測定結果について、最大の動水勾配（ $i = 20$ ）における粘性と流量を整理した結果は図－3.5.3に示す通りであり、粘性が小さい

とプロットは理論直線より下に位置するが、粘性が高くなればプロットは傾き -45° の理論直線上に並ぶ。これは、粘性が低ければ流れは乱流状態であるが、粘性が高くなれば流れは層流状態となり、上述の粘性と流量の反比例関係が成立するためであると考えられる。また、このことは2.5に述べた高粘性流体試験の基本原理を示している。

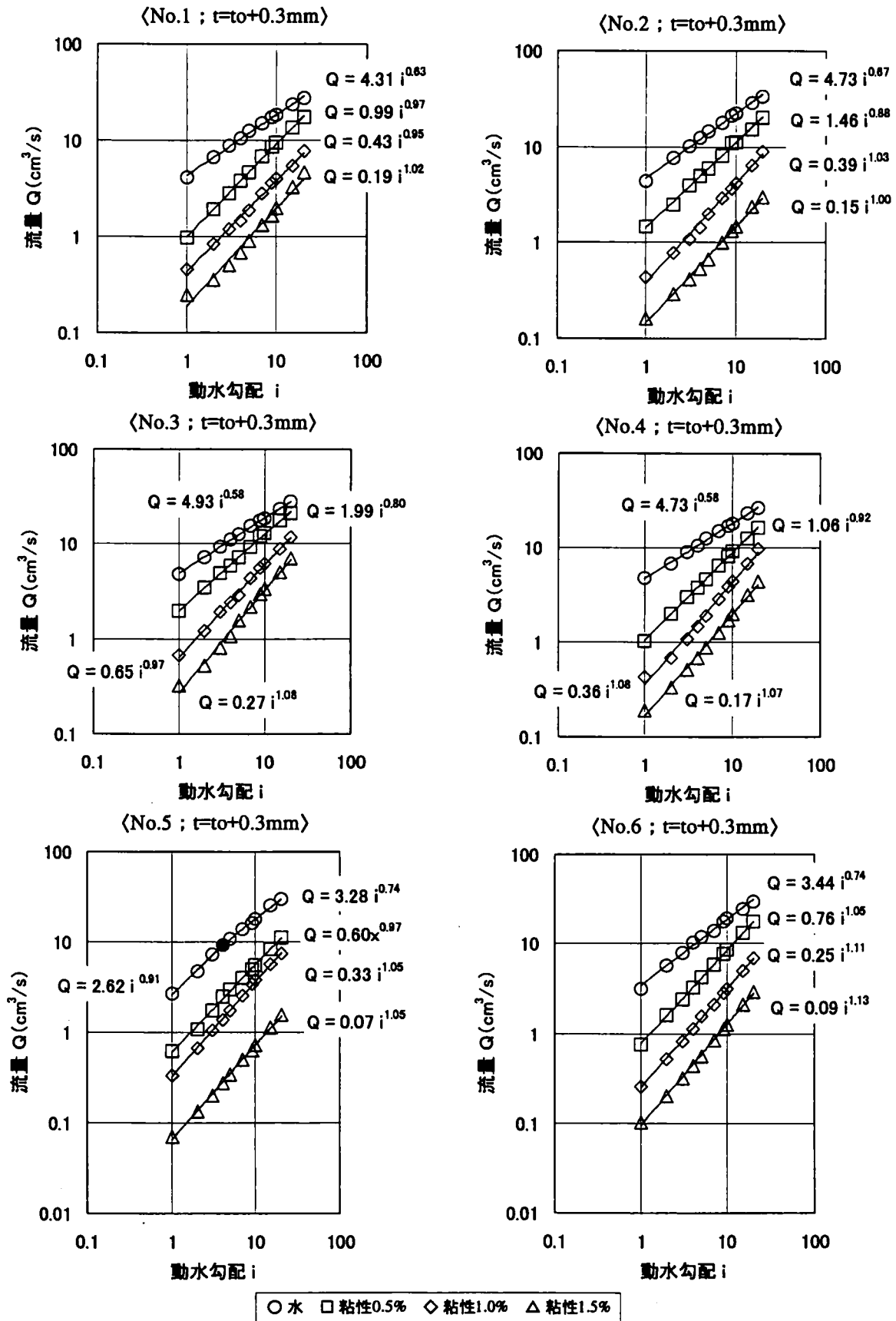


図-3.5.1 水と粘性流体のケースに関する動水勾配と流量の関係

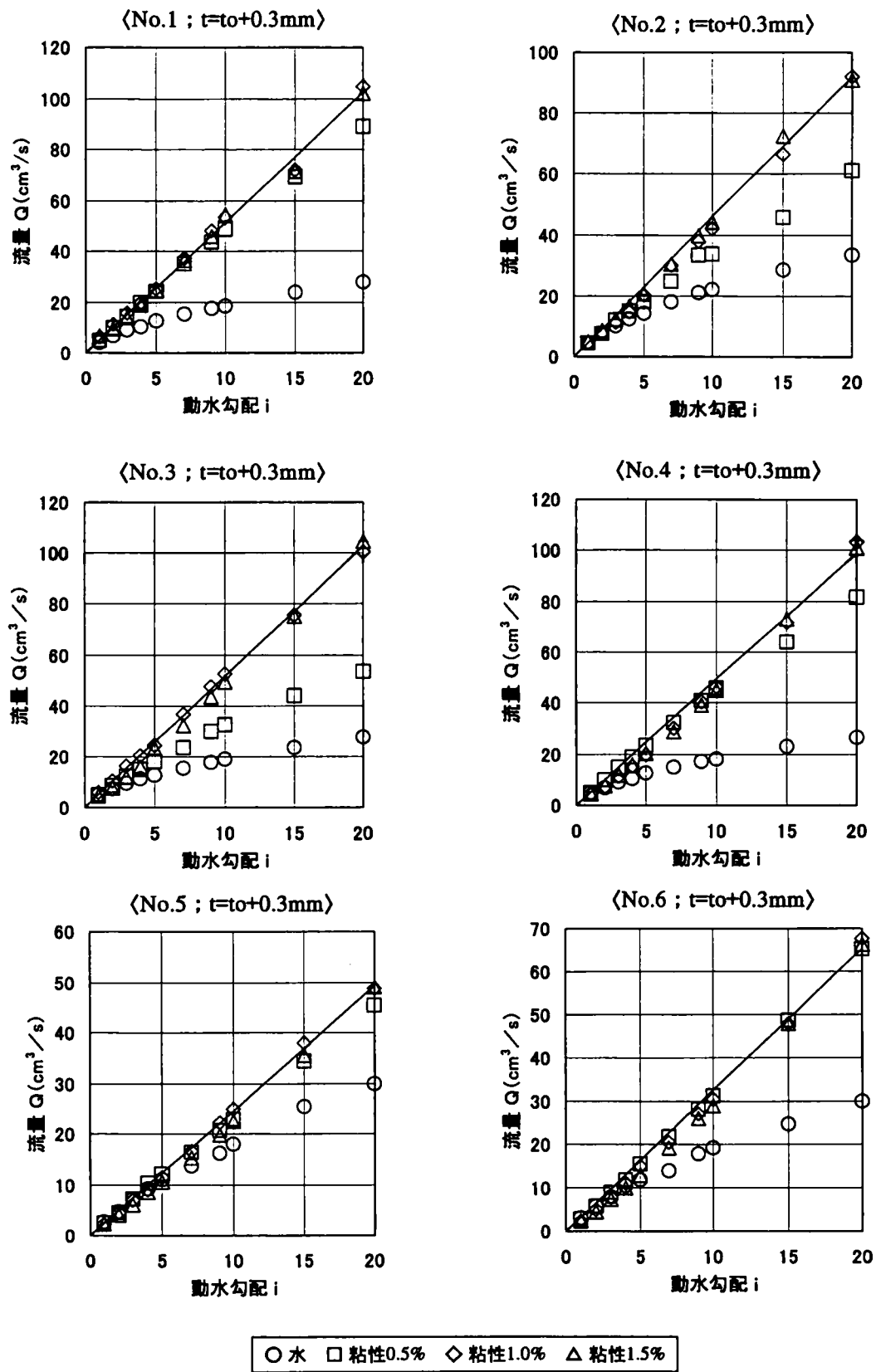


図-3.5.2 動水勾配と粘性換算流量の関係

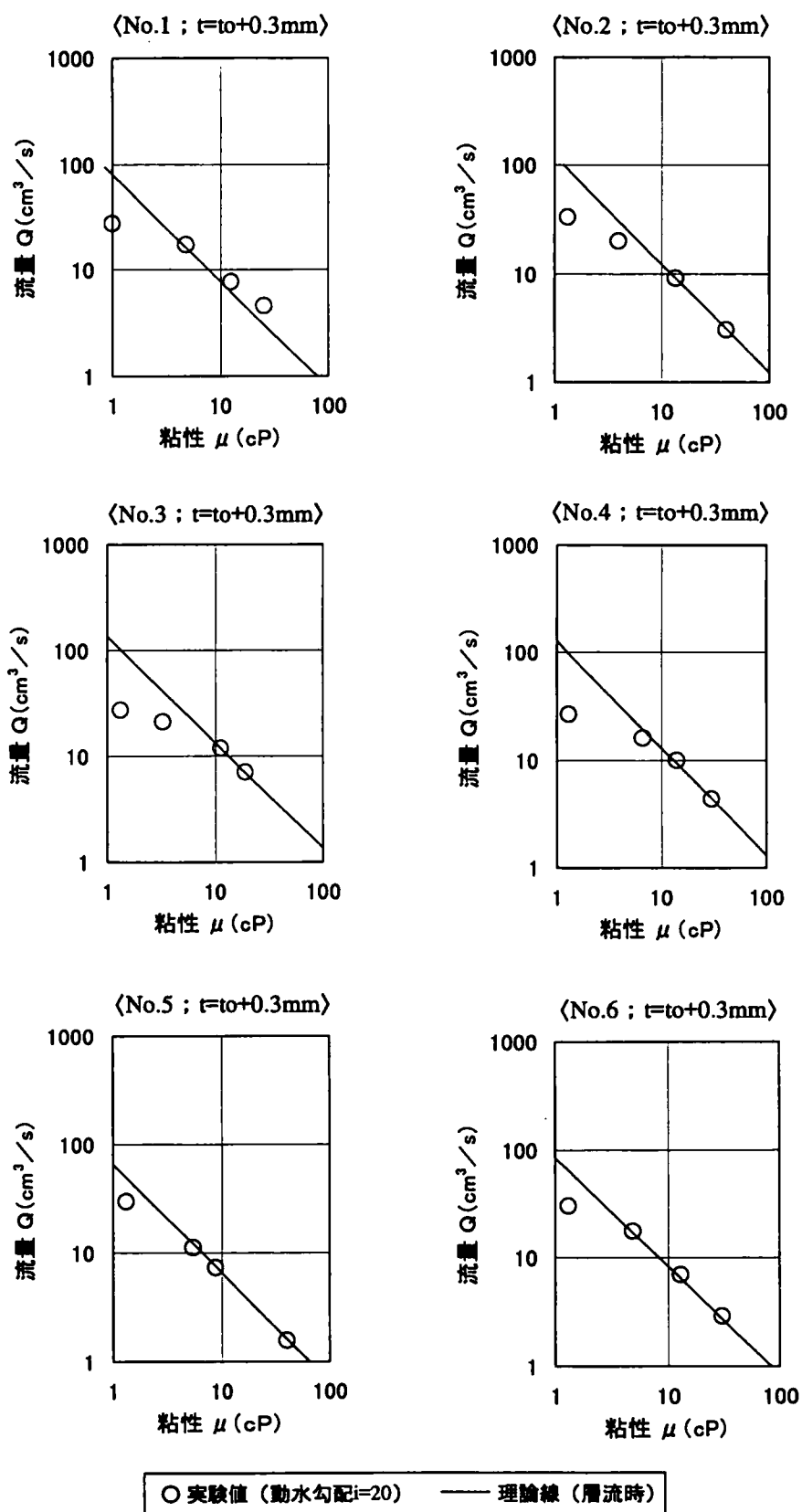


図-3.5.3 水と粘性流体のケースに関する粘性と流量の関係

3. 6 まとめ

単一の岩盤割れ目を用いた透水試験を実施した結果、以下の知見が得られた。

- (1) 水を用いた測定結果より、動水勾配または割れ目幅が大きいほど流れは乱流状態になりやすいことが判明した。

割れ目幅が微小（0.1～0.2mm 程度）であっても、ルジオン試験時に割れ目内に想定される動水勾配は層流状態を維持できないほど大きく、割れ目内の流れは容易に乱流となる。

- (2) 流れが層流状態から乱流状態に遷移するレイノルズ数（限界レイノルズ数）は、今回用いた岩盤割れ目では 100～600 程度となり、平滑な平行平板間流れで一般的な値である限界レイノルズ数である 2000 程度に比べ低い値である。

また、岩盤割れ目面の凹凸を計測した結果と限界レイノルズ数を対比した結果、限界レイノルズ数が大きい割れ目面の凹凸は他と比較して小さいことが判明した。よって、限界レイノルズ数は割れ目面の粗度に大きく影響を受けると考えられる。

- (3) 水の場合で乱流状態であった動水勾配または割れ目幅であっても、水より高い粘性を有する粘性流体を用いれば層流状態を維持でき、層流状態では同一注入圧力（動水勾配）粘性と流量は反比例の関係にある。

以上により、岩盤内の流れが層流から乱流に遷移する条件とその影響要因が明らかになり、開口割れ目を有する高透水性岩盤に対して行う水によるルジオン試験においては、乱流の発生は避けられない可能性が大きいことが判明した。そこで、次章以下では、単純な割れ目モデルを想定しルジオン試験時に乱流が発生した場合の注入圧力と注入流量の関係を理論的に考察することとする。

参考文献

- 1)Louis, C : A study of groundwater flow in jointed rock and its influence on the stability of rock masses, Imperial College, Rock Mechanics Research Report, No.10, pp.1-90, 1969.
- 2)渡辺邦夫:岩盤割れ目系の諸地質量を考慮した岩盤浸透流の解析に関する基礎研究, 埼玉大学学位論文, pp.124-130, 1981.
- 3)角江俊昭, 久保田克寿, 萩原義孝:ルジオン試験結果の評価について, 第25回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集, 岩盤力学委員会, pp.471-475, 1993.
- 4)日本規格協会: J I S ハンドブック (石油), 日本規格協会, pp.760-825, 2002.
- 5)Muskat, M. : Flow of homogeneous fluids, McGraw - Hill Book Company, pp.55-120, 1946.
- 6)吉川秀夫:水理学, 技報堂出版, pp.107-140, pp.229-237, 1976.
- 7)室田明:応用流体力学, 共立出版, pp.43-45, 1969.

第4章 平行平板割れ目モデルにおける放射流に関する理論的考察

4.1 概説

岩盤の透水性評価はボーリング孔を用いたルジオンテスト¹⁾が一般的であるため、ルジオンテストのモデルとして、ボーリング孔から割れ目内を放射状に流れる形態である平行平板間放射流モデルを想定することとした。

平行平板モデルに単純化することにより、その層流状態の透水性は、式(3.5)で定義されるように水理的な割れ目幅により一義的に評価し得ることとなる。

本章では、まずこの平行平板間放射流モデルに関する注入圧力と流量の関係について理論的に検討する。流れの状態については、層流状態と乱流・層流状態が併存する状態を取り上げて検討した²⁾³⁾。

次に、平行平板間放射流に関する注入圧力と流量の理論式を検証するため、平行平板モデルによる放射流に関する室内実験を実施した³⁾。

4.2 平行平板割れ目内放射流における注入圧力と流量の関係

ボーリング孔から岩盤割れ目内に浸透する流れに関し、図-4.2.1に示す通り、割れ目を平行平板割れ目モデルとし流れは均等な放射流と考えた。この時割れ目内に発生する流れについて、以下に理論的な考察を述べる。

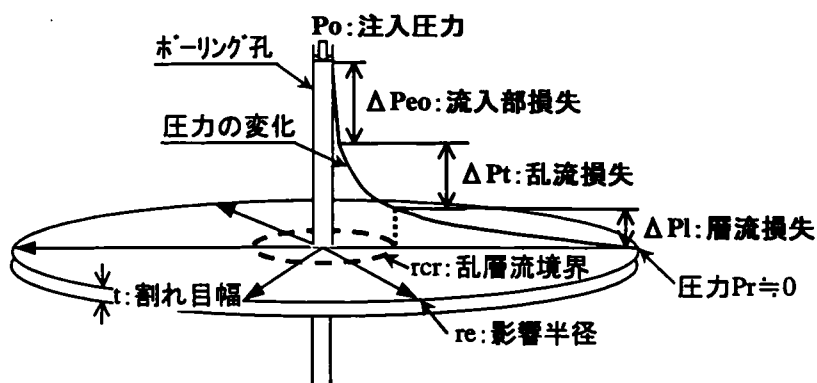


図-4.2.1 平行平板間放射流モデル

4. 2. 1 割れ目内流れによる圧力損失

割れ目幅 t の平行平板間流れに関するレイノルズ数 Re は (2.16) の通り表される。
よって、限界レイノルズ数を $Recr$ とすれば、乱流と層流の境界における限界流速 V_{cr} は次式で表される。

$$V_{cr} = \frac{\nu Recr}{2t} \quad (4.1)$$

ここで、 t は割れ目幅、 ν は流体の動粘性係数である。

また、乱層流境界半径を r_{cr} とし、流量 Q は次式で表される。

$$Q = 2\pi r_{cr} t V_{cr} \quad (4.2)$$

よって、式 (4.1) (4.2) より、

$$r_{cr} = \frac{Q}{2\pi t V_{cr}} = \frac{Q}{\pi \nu Recr} \quad (4.3)$$

となり、単一割れ目の場合乱層流境界半径は割れ目幅によらず、限界レイノルズ数と流量で決定する。

いま、限界レイノルズ数 $Recr$ を平行平板間一次元流れに関し一般的な値とされる 2000 程度とし、水の動粘性係数(10℃)を $\nu = 1.3 \times 10^{-2}$ (cm²/s) とすれば、流量が Q (cm³/s) の時式 (4.3) より乱層流境界半径 r_{cr} は、

$$r_{cr} = \frac{Q}{81.7} \text{ (cm)}$$

となるが、これがボーリング孔半径 r_0 より大きくなったところで間隙内に乱流が発生する。その条件は、

$$Q \geq 81.7 r_0 \quad (4.4)$$

であるが、ボーリング孔半径を一般的な 3.3 (cm) とすれば式 (4.4) より、 $Q \geq 270$ (cm³/s) = 16 (ℓ/分) で乱流が発生することとなる。

したがって、平行平板間放射流に関し、割れ目内における流れの状態は次の 2つの場合が考えられる。

①層流のみの場合

②乱流・層流が併存する場合 (乱層流境界半径 r_{cr} で乱流から層流に遷移する)

また、流れがボーリング孔から割れ目に流入する際、流れが急に角度を変え、また流れが急縮する影響などにより流入部損失が発生すると考えられる。さらに、割れ目内では層流・乱流の状態に応じて圧力損失が発生すると考えられる。ここで、影響半径を r_e (圧力が 0 となる位置) とすれば、次に示す通り各浸透半径の範囲において、それぞれ圧力損失が発生する。(図-4.2.1を参照)

$r=r_o$ (+微小区間) : 流入部損失 (ΔP_{eo})

$r=r_o \sim r_{cr}$: 乱流損失 (ΔP_t)

$r=r_{cr} \sim r_e$: 層流損失 (ΔP_l)

よって、注入圧力 (P_o) は各圧力損失の和 ($P_o = \Delta P_{eo} + \Delta P_t + \Delta P_l$) で表される。

今回、平行平板間放射流に関し、注入圧力と流量の関係について、上述のそれぞれの圧力損失に関する考察に基づき定式化を試みた。

図-4.2.1の平行平板間放射流モデルに対し、図-4.2.2に示すようにボーリング孔軸を z 軸、放射半径方向を r 軸、放射角方向を θ 軸とする円筒座標を適用することとする。

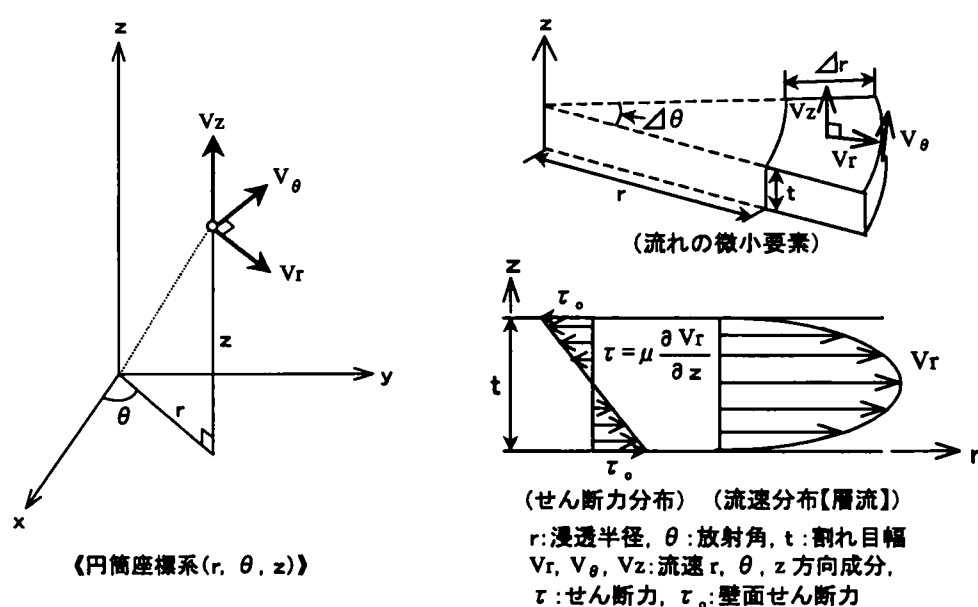


図-4.2.2 平行平板間放射流モデル微小要素と層流時の流速およびせん断力の分布

円筒座標系表示による Navier-Stokes 方程式⁴⁾は、次式 (4.5) ~ (4.7) の通りである。

$$\frac{\partial V_r}{\partial T} + V_r \frac{\partial V_r}{\partial r} + \frac{V_\theta}{r} \frac{\partial V_r}{\partial \theta} + V_z \frac{\partial V_r}{\partial z} - \frac{V_\theta^2}{r} = R - \frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial r} + \nu \left(\nabla^2 V_r - \frac{V_r}{r^2} - \frac{2}{r^2} \frac{\partial V_\theta}{\partial \theta} \right) \quad (4.5)$$

$$\frac{\partial V_\theta}{\partial T} + V_r \frac{\partial V_\theta}{\partial r} + \frac{V_\theta}{r} \frac{\partial V_\theta}{\partial \theta} + V_z \frac{\partial V_\theta}{\partial z} + \frac{V_r V_\theta}{r} = \theta - \frac{1}{\rho r} \frac{\partial P}{\partial \theta} + \nu \left(\nabla^2 V_\theta + \frac{2}{r^2} \frac{\partial V_r}{\partial \theta} - \frac{V_\theta}{r^2} \right) \quad (4.6)$$

$$\frac{\partial V_z}{\partial T} + V_r \frac{\partial V_z}{\partial r} + \frac{V_\theta}{r} \frac{\partial V_z}{\partial \theta} + V_z \frac{\partial V_z}{\partial z} = Z - \frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial z} + \nu (\nabla^2 V_z) \quad (4.7)$$

ここで、 T は時間、 V_r , V_θ , V_z は r , θ , z 軸方向流速成分、 R , θ , Z は外力の r , θ , z 軸方向成分、 P は圧力、 ν は流体の動粘性係数である。

また、 ∇^2 はラプラシアンであり、

$$\nabla^2 = \frac{\partial^2}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2}{\partial \theta^2} + \frac{\partial^2}{\partial z^2} \quad (4.8)$$

連続の式は、

$$\frac{\partial \rho}{\partial T} + \frac{1}{r} \frac{\partial (\rho V_r r)}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial (\rho V_\theta)}{\partial \theta} + \frac{1}{r} \frac{\partial (\rho V_z)}{\partial z} = 0 \quad (4.9)$$

平行平板間放射流を仮定すれば、

$$V_\theta = 0, \quad V_z \approx 0$$

V_r に関して、

$$\frac{\partial}{\partial \theta} = \frac{\partial^2}{\partial \theta^2} = 0$$

外力に関して、

$$R = \theta = 0, \quad Z = -g$$

また、定常流とすれば時間に関する微分項は 0 である。

したがって、Navier-Stokes の方程式 (4.5) ~ (4.7) は次式 (4.10) (4.11) となる。

$$V_r \frac{\partial V_r}{\partial r} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial r} + v \left(\frac{\partial^2 V_r}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial V_r}{\partial r} + \frac{\partial^2 V_r}{\partial z^2} - \frac{V_r}{r^2} \right) \quad (4.10)$$

$$0 = -g - \frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial z} \quad (4.11)$$

また，連続の式は次式となる．

$$\frac{\partial V_r}{\partial r} + \frac{V_r}{r} = 0 \quad (4.12)$$

式 (4.12) より，

$$\frac{\partial V_r}{\partial r} = -\frac{V_r}{r} \quad (4.13)$$

よって，

$$\frac{\partial^2 V_r}{\partial r^2} = -\frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{V_r}{r} \right) = -\frac{1}{r} \frac{\partial V_r}{\partial r} + \frac{V_r}{r^2} \quad (4.14)$$

式 (4.13) (4.14) を式 (4.10) に代入して，

$$-\frac{V_r^2}{r} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial r} + v \frac{\partial^2 V_r}{\partial z^2} \quad (4.15)$$

$$\therefore -\frac{\rho V_r^2}{r} = -\frac{\partial P}{\partial r} + \mu \frac{\partial^2 V_r}{\partial z^2} \quad (4.16)$$

次に式 (4.16) に基づき，平行平板間流れにおいての関係式を誘導する．

式 (4.16) を平行平板間流れ断面 (A とおく) で積分する．

$$\begin{aligned} -\int_A \frac{\rho V_r^2}{r} dA &= -\int_A \frac{\partial P}{\partial r} dA + \int_A \mu \frac{\partial^2 V_r}{\partial z^2} dA \\ -\frac{1}{r} \int_0^{2\pi} \int_0^t \rho V_r^2 r dz d\theta &= -\int_0^{2\pi} \int_0^t \frac{\partial P}{\partial r} r dz d\theta + \int_0^{2\pi} \int_0^t \mu \frac{\partial^2 V_r}{\partial z^2} r dz d\theta \end{aligned} \quad (4.18)$$

式 (4.18) について、次式で定義する運動量補正係数⁴⁾を適用する.

$$\eta = \frac{\int_A \rho V_r^2 dA}{\rho V^2 A} = \frac{\int_0^{2\pi} \int_0^t \rho V_r^2 r dz d\theta}{\rho V^2 \times 2\pi r t} = \frac{2\pi r \int_0^t \rho V_r^2 dz}{2\pi r \rho V^2 t} = \frac{\int_0^t \rho V_r^2 dz}{\rho V^2 t} \quad (4.19)$$

式 (4.18) の左辺項は次式で表される.

$$(\text{左辺項}) = -\frac{2\pi r \eta \rho V^2 t}{r} = -2\pi \eta \rho V^2 t \quad (4.20)$$

また、式 (4.11) より、 $P = f(r) - \rho g z$ ($f(r)$ は r の関数)

と表されるため、 $\frac{\partial P}{\partial r}$ は r のみの関数である.

よって、右辺第 1 項は次式で表される.

$$(\text{右辺第 1 項}) = -2\pi r t \frac{\partial P}{\partial r} \quad (4.21)$$

右辺第 2 項については、まず次式で表される.

$$(\text{右辺第 2 項}) = 2\pi r \int_0^t \mu \frac{\partial^2 V_r}{\partial z^2} dz = 2\pi r \left[\mu \frac{\partial V_r}{\partial z} \right]_0^t$$

ここで、せん断力の定義 $\tau_r = \mu \frac{\partial V_r}{\partial z}$ ⁴⁾により、壁面せん断力を τ_o とすれば、

$$\int_0^t \mu \frac{\partial^2 V_r}{\partial z^2} dz = \mu \frac{\partial V_r}{\partial z} \Big|_{z=t} - \mu \frac{\partial V_r}{\partial z} \Big|_{z=0} = -2\tau_o$$

$$\therefore (\text{右辺第 2 項}) = -4\pi r \tau_o \quad (4.22)$$

したがって、式 (4.20) ~ (4.22) により、式 (4.18) は次式の通りとなる.

$$-2\pi \eta \rho V^2 t = -2\pi r t \frac{\partial P}{\partial r} - 4\pi r \tau_o$$

$$\therefore -\frac{\partial P}{\partial r} = \frac{2\tau_o}{t} - \frac{\eta \rho V^2}{r} \quad (4.23)$$

また,

$$V = \frac{Q}{2\pi r t} \quad (4.24)$$

であるから,

$$-\frac{\partial P}{\partial r} = \frac{2\tau_o}{t} - \frac{\eta \rho Q^2}{4\pi^2 r^3 t^2} \quad (4.25)$$

ここまで, 平行平板間流れに関する基本的な関係式が求められたため, 以降流れを層流と乱流の場合に分けて注入圧力と流量の関係式を検討することとする.

また, 式 (4.25) に関して, τ_o を円管の場合に準じて,

$$\tau_o = \lambda \frac{\rho V^2}{8} \quad (4.26)$$

と表すこととする ⁴⁾. λ は抵抗係数である.

①層流の場合 ($r_{cr} \leq r_o$ の場合)

滑らかな平行平板間流れに関する抵抗係数は次式で表される ⁵⁾.

$$\lambda = \frac{96}{Re} \quad (4.27)$$

ここで, Re は流れのレイノルズ数であり,

$$Re = \frac{2tV}{\nu} \quad (4.28)$$

と表される.

式 (4.24), (4.26) ~ (4.28) により, 式 (4.25) は次式の通り表される.

$$-\frac{dP}{dr} = \frac{6\mu Q}{\pi t^3 r} - \frac{\eta \rho Q^2}{4\pi^2 t^2 r^3} \quad (4.29)$$

また, 式(4.29)に関し層流の場合の運動量補正係数については, 流れを Poiseuille flow

と仮定すれば流速分布は放物線で表され、第4章付録-1より次の値となる。

$$\eta = \frac{6}{5}$$

したがって、式(4.29)を変数分離し、ボーリング孔半径 r_o から任意半径 r までの間で積分すれば浸透区間の圧力損失は次式で表される。

$$P_o - P_r = \frac{6\mu Q}{\pi t^3} \ln \frac{r}{r_o} - \frac{3\rho Q^2}{20\pi^2 t^2} \left(\frac{1}{r_o^2} - \frac{1}{r^2} \right) \quad (4.30)$$

ここで、 P_o は注入圧力、 P_r は浸透半径 r 位置での圧力である。

②乱流の場合 ($r_o < r_{cr}$ の場合)

抵抗係数 λ とレイノルズ数 Re の関係について、Blasius の関係式⁵⁾を一般化し次式で表すこととする。

$$\lambda = \alpha Re^{-\beta} \quad (0 < \alpha, 0 \leq \beta \leq 1) \quad (4.31)$$

乱流・層流の境界においては、式(4.27)と(4.31)が成立することから、

$$\alpha = \frac{96}{Re_{cr}^{1-\beta}} \quad (4.32)$$

である。

ここで、 Re_{cr} は限界レイノルズ数であり、

$$Re_{cr} = \frac{2tV_{cr}}{\nu} \quad (4.33)$$

である。 V_{cr} は乱層流境界における平均流速である。

式(4.26)、(4.31)～(4.33)により、式(4.25)は次式の通り表される。

$$-\frac{dP}{dr} = \frac{12\mu}{t^2 V_{cr}^{1-\beta}} V^{2-\beta} - \frac{\eta \rho V^2}{r} \quad (4.34)$$

式(4.34)について、動水勾配 $i = -\frac{1}{\rho g} \frac{dP}{dr}$

および定数

$$C = \frac{12\nu}{gt^2 V_{cr}^{1-\beta}}$$

を用いて表せば,

$$i = CV^{2-\beta} - \frac{\eta V^2}{gr} \quad (4.35)$$

となり, 右辺第二項の放射流に関わる慣性力項を除けば, 式 (4.1) の一次元流れの抵抗則と同形である. β の範囲を考慮すれば, 式 (4.35) について右辺第 1 項の流速 V にかかる指数 $2-\beta$ の範囲は 1 から 2 となり, これは式 (4.1) に示した乱流状態に関する指数 m と同義である. よって, 以下,

$$m = 2 - \beta \quad (4.36)$$

とおくこととする. また, 式 (4.34) に関し, 乱流の場合の運動量補正係数については, 流速分布を対数分布則⁴⁾により仮定すれば第 4 章付録-1 より次式で表される.

$$\eta = 1 + \frac{12}{\kappa^2 Re_{cr}^{m-1} Re^{2-m}} \quad (4.37)$$

ここで, κ は Kármán 定数 (≈ 0.4)³⁾である.

したがって, 式 (4.34) に式 (4.24) (4.36) (4.37) を用い, 層流の場合と同様に積分すれば浸透区間の圧力損失は次式で表される.

$$\begin{aligned} P_o - P_r = & \frac{1}{m-1} \frac{6\mu Q}{\pi t^3} r_{cr}^{m-1} \left(\frac{1}{r_o^{m-1}} - \frac{1}{r^{m-1}} \right) \\ & - \left[\frac{\rho Q^2}{8\pi^2 t^2} \left(\frac{1}{r_o^2} - \frac{1}{r^2} \right) + \frac{3\mu Q}{m\kappa^2 \pi t^2} r_{cr}^{m-1} \left(\frac{1}{r_o^m} - \frac{1}{r^m} \right) \right] \end{aligned} \quad (4.38)$$

4. 2. 2 割れ目流入部の圧力損失

流入部の損失水頭 Δh_{eo} は一般的に次式で表される⁴⁾。

$$\Delta h_{eo} = \varepsilon \frac{V_o^2}{2g} \quad (4.39)$$

ここで、 V_o は割れ目流入時（平均）流速、 ε は比例定数（流入部損失係数）である。

よって、流入部損失圧力 ΔP_{eo} は次式で表される。

$$\Delta P_{eo} = \rho g \Delta h_{eo} = \varepsilon \frac{\rho V_o^2}{2} = \frac{\varepsilon \rho Q^2}{8\pi^2 t^2 r_o^2} \quad (4.40)$$

ボーリング孔内から割れ目内へ流入する際、注入圧力水頭が割れ目内において変化する要因として、

- ①ボーリング孔径に比べ極めて小さい幅の割れ目に流入する際に入り口部で流れの急縮が発生することによる損失（形状損失）
- ②ボーリング孔内から割れ目に流入する際に速度水頭へ変化することによる低下
- ③流れの断面における流速分布が流入直後の一様流速分布から一定の流速分布（層流であれば放物線分布）に変化する際の運動量変化による低下

の3つが考えられる⁶⁾。それぞれの圧力変化を流入時の速度水頭を基準とすれば、②の要因については $\varepsilon_{\text{②}}=1.0$ であり、③の要因については前述の平行平板間流れに関する運動量補正係数について検討した結果に基づき $\varepsilon_{\text{③}}=0.1$ 程度（乱流時）から0.2（層流時）と評価される。①の要因については、タンクから急縮管路に流入する場合に $\varepsilon_{\text{①}}=0.5$ 程度⁷⁾となるが、今回のモデルにおいて流れは割れ目内に流入する際、急縮した直後に放射流に転ずるという特殊な形態をしているため、実験により検討することが必要である。以上より、①～③に関する ε の合計値から流入部損失係数は1.6以上と推定される。

4. 2. 3 乱・層流が併存する場合の注入圧力と流量の関係

4. 2. 1, 4. 2. 2 により, 層流・乱流に関する圧力損失および流入部の圧力損失を定式化したことから, 先に述べた注入圧力は各圧力損失の和で表されるところの関係を用い, 乱流・層流が発生している場合における平行平板間放射流に関する注入圧力と流量の関係式を次に表す.

P_o (注入圧力)

$$\begin{aligned}
 &= [\Delta P_{eo}(\text{流入部損失}) + \Delta P_t(\text{乱流損失})] + \Delta P_l(\text{層流損失}) \\
 &= \left[\frac{\varepsilon \rho Q^2}{8\pi^2 r_o^2 t^2} + \left\{ \frac{1}{m-1} \frac{6\mu Q}{\pi t^3} \left(\frac{r_{cr}^{m-1}}{r_o^{m-1}} - 1 \right) - \frac{\rho Q^2}{8\pi^2 r_{cr}^2 t^2} \left(\frac{r_{cr}^2}{r_o^2} - 1 \right) - \frac{3\mu Q}{m\kappa^2 \pi r_{cr} t^2} \left(\frac{r_{cr}^m}{r_o^m} - 1 \right) \right\} \right] \\
 &\quad \Delta P_{eo}(\text{流入部損失}) \quad \Delta P_t(\text{乱流損失 ; 壁面摩擦損失項}) \quad \Delta P_t(\text{乱流損失 ; 慣性力項}) \\
 &\quad + \left\{ \frac{6\mu Q}{\pi t^3} \ln \frac{r_o}{r_{cr}} - \frac{3\rho Q^2}{20\pi^2 t^2} \left(\frac{1}{r_{cr}^2} - \frac{1}{r_o^2} \right) \right\} \quad (4.41) \\
 &\quad \Delta P_l(\text{層流損失 ; 壁面摩擦損失項}) \quad \Delta P_l(\text{層流損失 ; 慣性力項})
 \end{aligned}$$

ここで, r_{cr} は乱層流境界半径, r_o は影響半径であり,

$$r_{cr} = \frac{Q}{\pi \nu Re_{cr}} \quad (4.42)$$

の関係がある. なお, 層流のみの場合には $r_{cr}=r_o$ とすればよい. 結局, 注入流量 (Q) は, 注入圧力 (P_o) を与件として変数 t (割れ目幅), μ (粘性係数), Re_{cr} (限界レイノルズ数) および m (乱流状態に関する指数) をパラメーターとする陰関数として表される.

ここで重要な事は, ルジオン試験においては第2章で述べた通り層流を前提とし, 層流損失のみを考慮し注入圧力と流量の関係を規定しており, 式 (4.41) に示す流入部損失, 乱流損失については考慮されていない点である.

試験時に乱流が発生する場合には, 式 (4.41) により一定注入圧力において計算される流量は, 層流状態 ($r_{cr}=r_o$ とした場合) として計算される流量に対し小さくなる.

4. 2. 4 レイノルズ数と抵抗係数の関係に関する理論的考察

式 (4.31) で定義される乱流時のレイノルズ数と抵抗係数の関係について, α , β を変化させた例を図-4.2.3に示す. これによれば, α は限界レイノルズ数, β は図中に示される関係線の傾きに対応していることがわかる. Blasius の関係に対応するのは $\alpha=0.316$, $\beta=0.25$ の場合である.

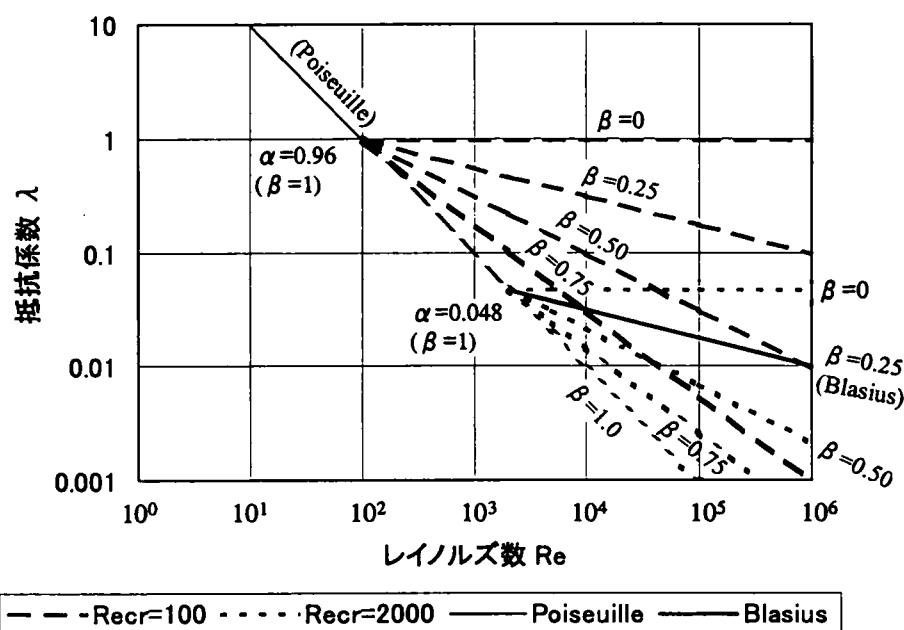


図-4.2.3 α , β の変化によるレイノルズ数と抵抗係数の関係の変化

平行平板間流れに関するレイノルズ数と抵抗係数の関係については, Louis⁵⁾らにより詳しく調べられている. その結果は図-4.2.4および表-4.2.1に示す通りである. これによれば相対粗度によりその関係が変化する. ここで, 相対粗度とは割れ目の絶対粗度 e と水理直径 D_h (平行平板では割れ目幅 t を用いて $D_h=2t$) の比 (e/D_h) である. 相対粗度 0.033 を境として, 限界レイノルズ数は $k/D_h < 0.033$ であれば 2300, $e/D_h \geq 0.033$ であれば 2300 以下で相対粗度の増加とともに低下する.

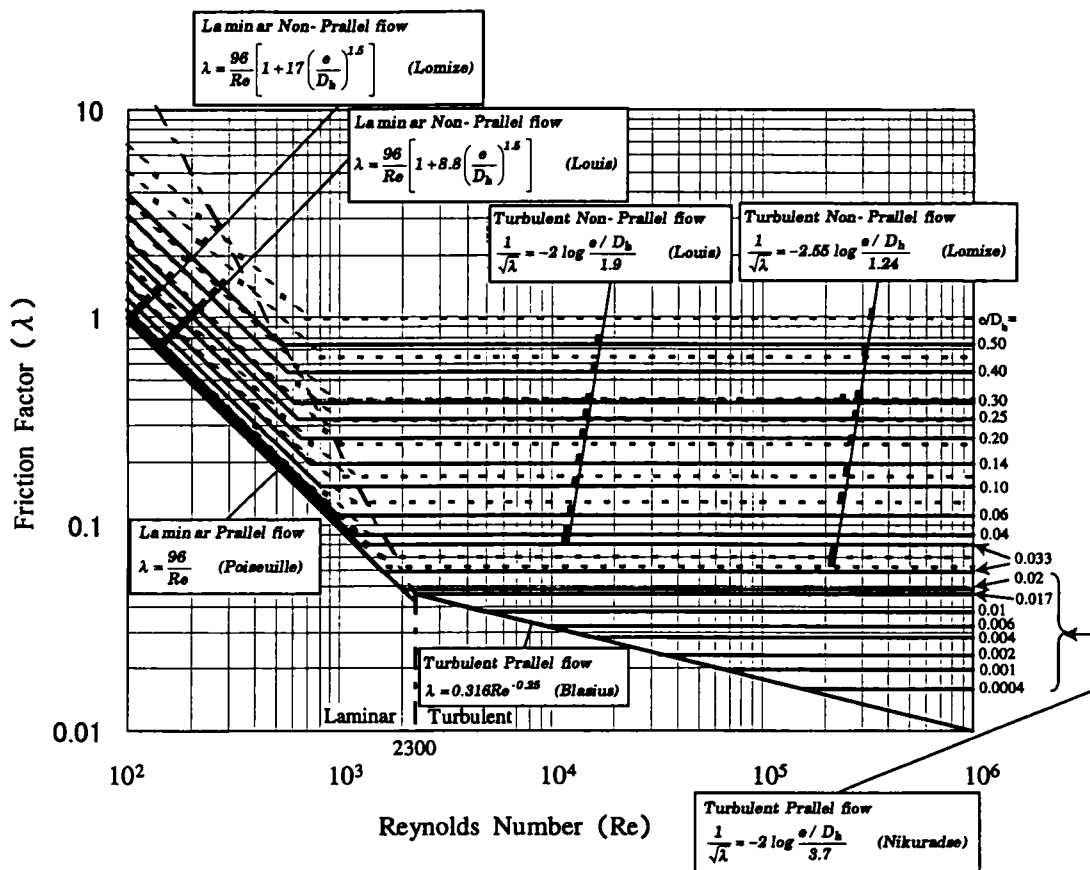


図-4.2.4 レイノルズ数と抵抗係数の関係 (Louisらによる)

表-4.2.1 抵抗係数一覧

	Reg.	Friction Factor (λ)
Parallel flow [$e/D_h \leq 0.033$]	Laminar	$\lambda = \frac{96}{Re}$ (Poiseuille)
		$\lambda = 0.316 Re^{-0.25}$ (Blasius)
	Turbulent	$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = -2 \log \frac{e/D_h}{3.7}$ (Nikuradse)
Non-Parallel flow [$e/D_h > 0.033$]	Laminar	$\lambda = \frac{96}{Re} \left[1 + 8.8 \left(\frac{e}{D_h} \right)^{1.5} \right]$ (Louis)
		$\lambda = \frac{96}{Re} \left[1 + 17 \left(\frac{e}{D_h} \right)^{1.5} \right]$ (Lomize)
	Turbulent	$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = -2.55 \log \frac{e/D_h}{1.24}$ (Louis)
		$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = -2 \log \frac{e/D_h}{1.9}$ (Lomize)

限界レイノルズ数が 2300 以下となる相対粗度 $e/D_h \geq 0.033$ の平行平板間における流れ (non Parallel flow) に関し、表-4.2.1 に示す Louis, Lomize の関係式によれば、レイノルズ数と抵抗係数の関係式は次のように表される。

①層流時

$$\lambda = \frac{96}{Re} \left[1 + A \times \left(\frac{e}{D_h} \right)^{1.5} \right] \quad \text{Louis : } A = 8.8, \text{ Lomize : } A = 17 \quad (4.43)$$

②乱流時

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = B \times \log \left(\frac{e/D_h}{C} \right) \quad (4.44)$$

Louis : $B = 2$ & $C = 1.9$, Lomize : $B = 2.55$ & $C = 1.24$

乱層流境界では、式 (4.43) (4.44) による抵抗係数は等しくなることから、限界レイノルズ数は次式で表される。

$$Recr = 96B^2 \left[1 + A \times \left(\frac{e}{D_h} \right)^{1.5} \right] \left[\log \left(\frac{e/D_h}{C} \right) \right]^2 \quad (4.45)$$

式 (4.45) による相対粗度と限界レイノルズ数の関係は、図-4.2.5 に示す通りである。4.4 の実験で求められた岩盤割れ目の限界レイノルズ数は 100~600 程度の範囲であり、図-4.2.5 においては相対粗度が 0.5 以上に対応する。

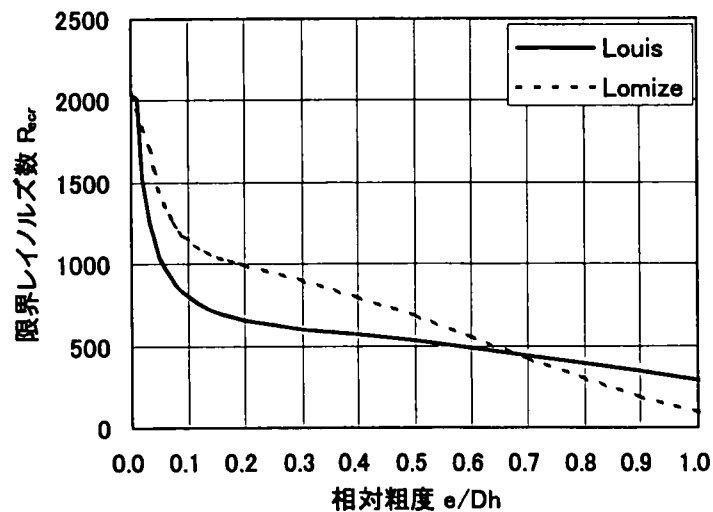


図-4.2.5 相対粗度と限界レイノルズ数の関係

しかしながら、岩盤割れ目の粗度を計測することは4.3で用いたレーザー変位計などの特殊な装置を用いる必要があり、原位置の岩盤割れ目の粗度を計測することは現実には不可能である。したがって、岩盤の割れ目幅については粗度を用いて表す代わりに4.4に述べた水理的な割れ目幅を適用することとした。式(4.3)により割れ目幅 t と抵抗係数 λ には次式の関係がある。

$$\frac{\lambda}{t^3} = \frac{4gi}{q} = \text{const.} \quad (4.46)$$

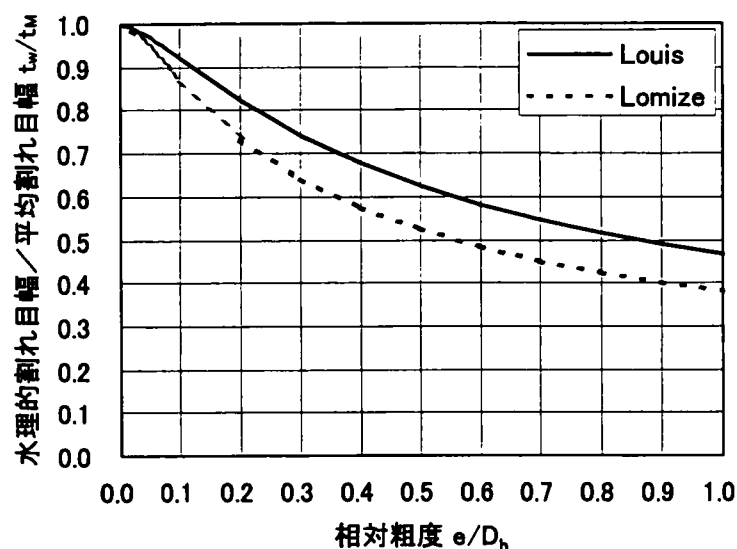
ここで、 q は単位幅当たりの流量である。よって、水理的割れ目幅と平均割れ目幅との関係については、層流の場合次式が成立する。

$$\frac{\lambda_1}{t_w^3} = \frac{\lambda_2}{t_M^3} \quad (4.47)$$

ここで、 t_w は水理的割れ目幅、 t_M は平均割れ目幅である。また、 λ_1 は水理的割れ目幅に対応する抵抗係数であり、式(4.6)で表され、 λ_2 は平均割れ目幅幅に対応する抵抗係数であり、式(4.43)で表される。したがって、平行平板間流れに関する水理的割れ目幅と平均割れ目幅の関係は次式に表される。

$$\frac{t_w}{t_M} = \frac{1}{\sqrt[3]{1 + A \times \left(\frac{e}{D_h}\right)^{1.5}}} \quad (4.48)$$

式(4.48)による粗度と割れ目幅比（水理的割れ目幅／平均割れ目幅）の関係は図4.2.6に示す通りである。粗度が大きいほど水理的に有効な割れ目幅は小さくなることがわかる。第3章の室内実験に用いた割れ目の粗度は先述の通り0.5以上と推定されるため、水理的割れ目幅は平均割れ目幅の半分以下程度であると考えられる。



図－４．２．６ 相対粗度と水理的割れ目幅有効率の関係

次に、レイノルズ数と抵抗係数の関係における乱流に関する指数（ m ）の影響について考察する．式（４.３１）（４.３２）（４.３６）によりレイノルズ数と抵抗係数の関係は次式で表される．

$$\lambda = \frac{96}{Re \, cr^{m-1} Re^{2-m}} \quad (1 \leq m \leq 2) \quad (4.49)$$

３．４の実験結果に関し、レイノルズ数と抵抗係数（３．４では摩擦損失係数とした）の関係に対して、式（４.４９）を当てはめた場合の乱流に関する指数 m の変化を調べた．一例として、No.1 の実験結果による当関係についての検討結果を示す．実験結果に対するフィッティング結果は図－４．２．７に示す通りであり、式（４.４９）の乱流状態に関する指数 m を適当に変化させれば実験結果を再現することができると考えられる．この時実験が行われたレイノルズ数の範囲上限約 850 において整合する m は 1.5 程度であり、これは３．４で評価した結果と整合している．また、図－４．２．７には実験結果のプロットの傾向から 1000 以上のレイノルズ数での抵抗係数の変化を予測した結果について併せて示す．この予測に従えば、レイノルズ数が大きくなるほど、乱流状態に関する指数 m はほぼ一定値に収束する傾向が認められる．

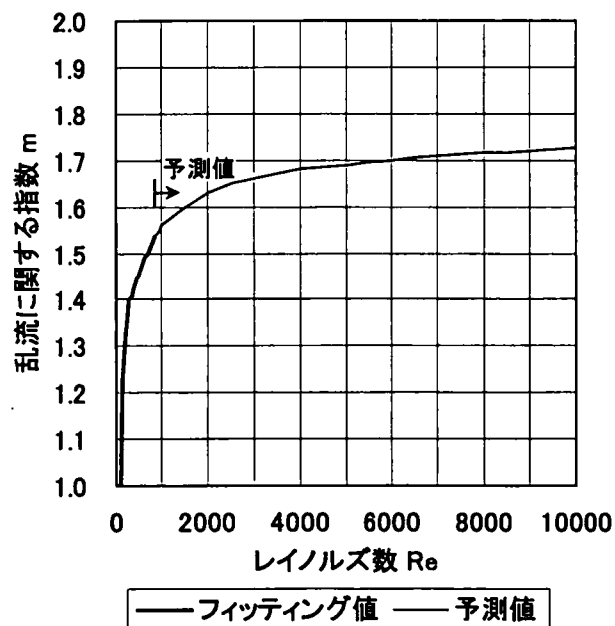
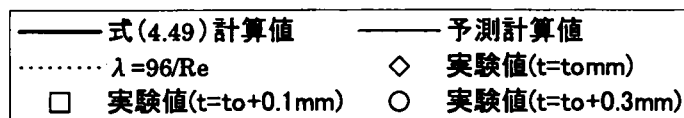
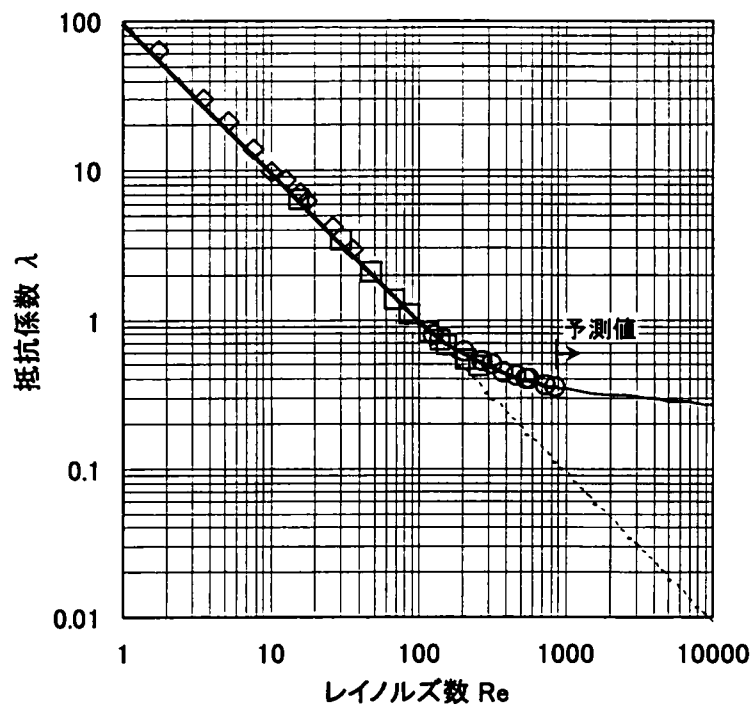


図-4.2.7 $Re \sim \lambda$ 関係におけるフィッティング結果

4. 3 平行平板間放射流モデルによる透水試験

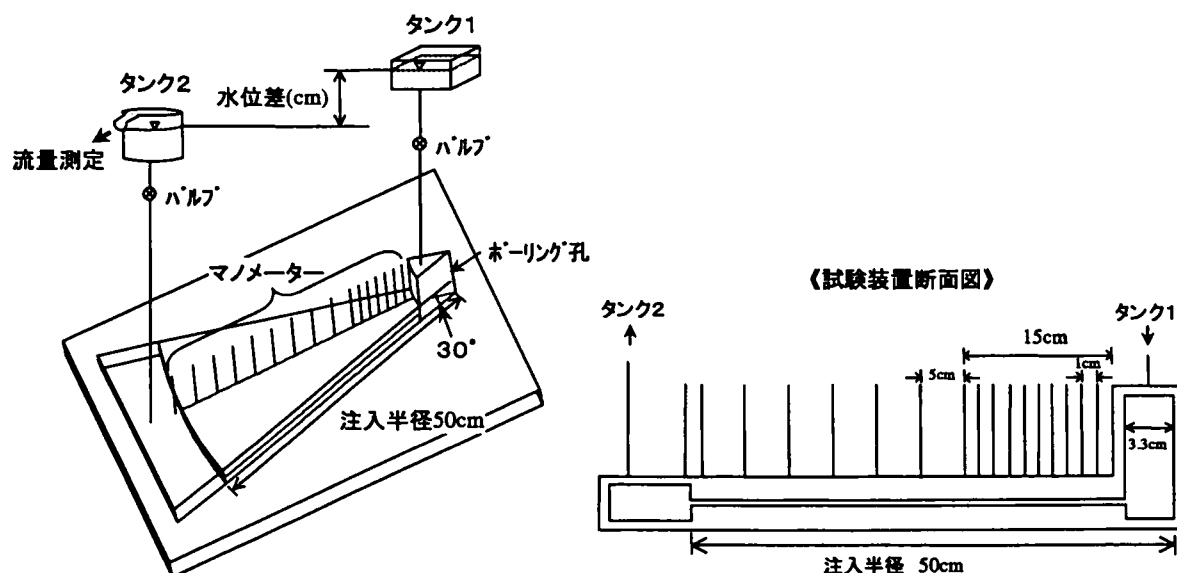
4. 2で検討した平行平板間放射流に関する注入圧力と注入流量の関係式について、平行平板割れ目モデルにより透水試験を実施し、その妥当性を評価することとした。

4. 3. 1 試験方法

実験モデルは、平滑・低変形性のパイレックス（強化ガラス）を用いており、浸透半径長 50cm、放射角 30° の放射流を形成する。モデルの割れ目流路中央ライン沿いにはマノメーターを配置し、各浸透半径位置での圧力水頭を測定した。また、平行平板割れ目内は飽和状態とし、注入水頭をタンク 1 とタンク 2 の水位差により変化させて定常状態の割れ目内流量を測定した。実験装置を図－4.3.1 に示す。試験条件は次の通りとした。

- ・ 設定割れ目幅：0.41mm
- ・ 注入水頭：50～200cm 程度で 3～4 段階設定
- ・ 圧力水頭測定：浸透半径 $r=3.3\sim18.3\text{cm}$ では 1cm, $r=18.3\sim48.3\text{cm}$ では 5cm 間隔
- ・ 使用流体：水（1.0cP）、粘性流体濃度 0.1%(1.5cP)・0.5%(4.2cP)

※図中“粘性 0.1%”“粘性 0.5%”と称す。



図－4.3.1 平行平板間放射流モデル透水試験装置

4. 3. 2 試験結果と考察

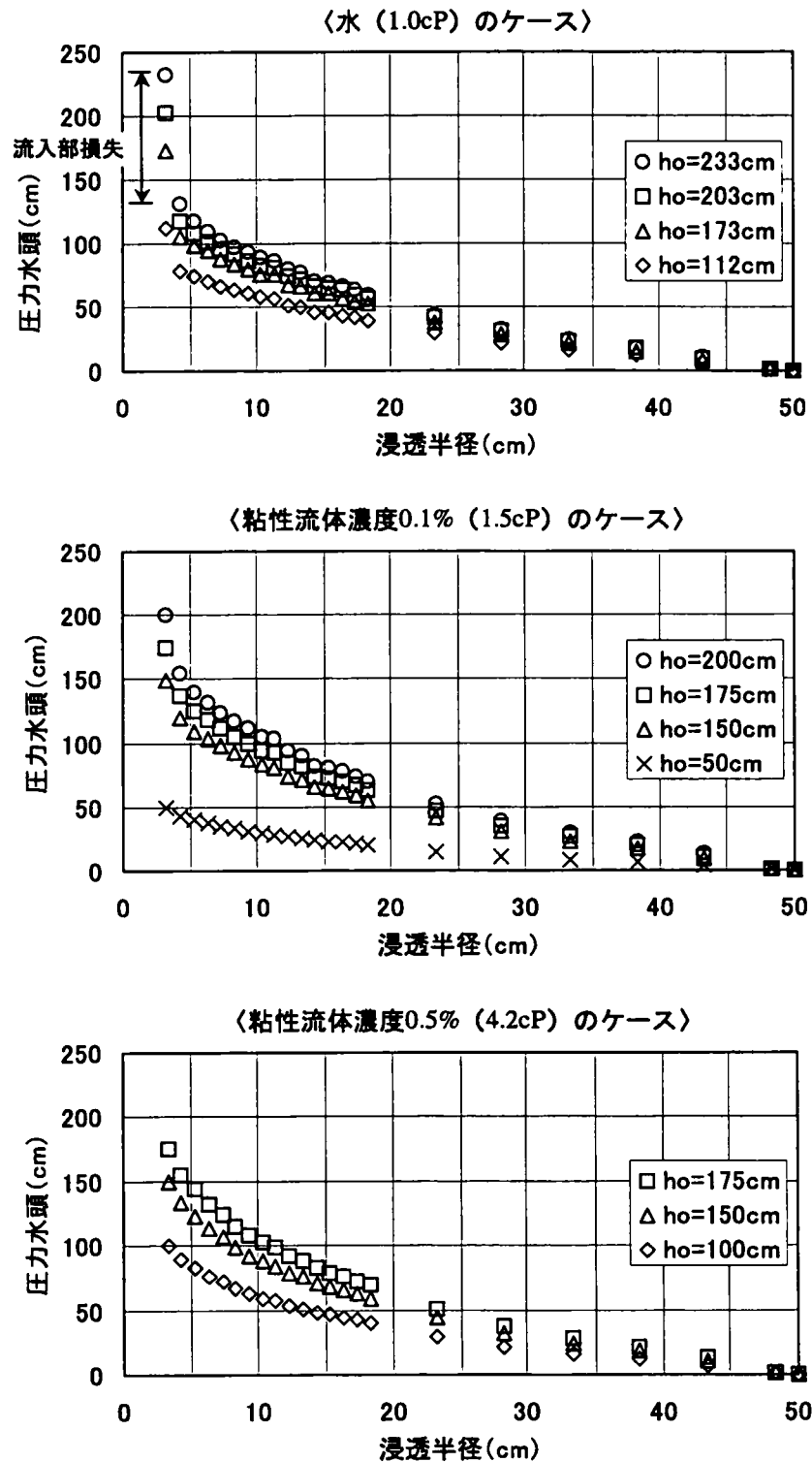
各浸透半径の圧力水頭測定結果は図-4.3.2の通りであり，注入水頭 h_0 は浸透半径 $r=3.3(\text{cm})$ にプロットした．

この図に関し，注入水頭が大きいほどまた粘性が低いほど，注入水頭と 1 本目のマノメーター ($r=4.3\text{cm}$ 位置) の圧力水頭の差が大きい．一方，注入水頭が小さいほど，また粘性が大きいほど，この水頭差（流入部損失）は小さい．

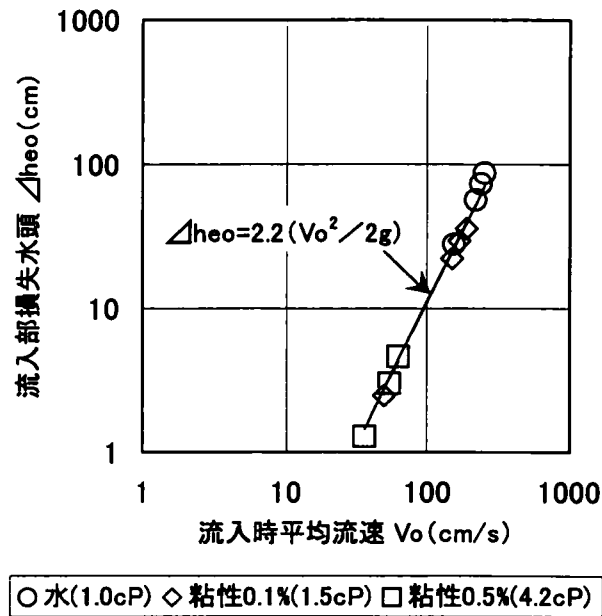
そこで，流入時（平均）流速と流入部損失の関係について整理した結果は図-4.3.3に示す通りである．ここで，流入部損失水頭は式 (4.41) によりボーリング孔半径と 1 本目のマノメーター間の乱流もしくは層流損失を求め，この分を測定値から求めた流入部損失より差し引いて補正してある．この結果，式 (4.39) に示す通り，流入部損失水頭は流入時流速の 2 乗に比例する関係がほぼ成立することが判明した．回帰式の比例定数より求めた流入部損失係数は $\varepsilon=2.2$ となった．4.2.2 に述べた通り，流入部損失水頭は 1.6 以上と推定されたが，今回実験より求めた値が若干大きいのは，今回のモデルにおける流れは流入部の急縮に加え流入直後に放射流に転ずるという特殊な形態であることが要因として付加されたことによると考えられる．

次に，注入水頭と測定流量の関係について整理した結果は図-4.3.4 に示す通りである．注入水頭 (h_0) と測定流量 (Q) の関係に関し，水の場合では両者は正比例関係になく乱流状態に入っていると考えられる．また，粘性流体の場合ではほぼ正比例関係にあり層流状態にあると考えられる．よって，乱流状態に入っている水のケースについて，限界レイノルズ数 (Re_{cr}) を評価することとした．ここでは，注入水頭と測定流量より限界レイノルズ数を評価するため，式 (4.41) において Re_{cr} を 500 から 2000 の間で変化させ各ケースの注入水頭における流量の計算値と測定流量を比較することとした．割れ目幅はモデルの設定値 ($t=0.41\text{mm}$)，流入部損失係数は測定値より求めた $\varepsilon=2.2$ とした．また，乱流状態に関する指数 m については，3.4 の実験結果に基づいて放射流であることを考慮し $m=1.5$ 程度以上と予想されるため， $m=1.5, 2.0$ をパラメーターとした．計算値と測定値の比較結果は図-4.3.5 に示す通りである． $m=1.5, 2.0$ のケースを総合すれば，計算値と測定値との整合性が高くなるのは $Re_{cr}=1000$ 程度である．これは平行平板で一般的値とされる 2000 程度⁸⁾ に比べやや小さいが，これは平行平板間放射流については，一次元の流れと異なり，ボーリング孔近傍において割れ目への流入に伴い流れが急縮し，放射流に転じる際に

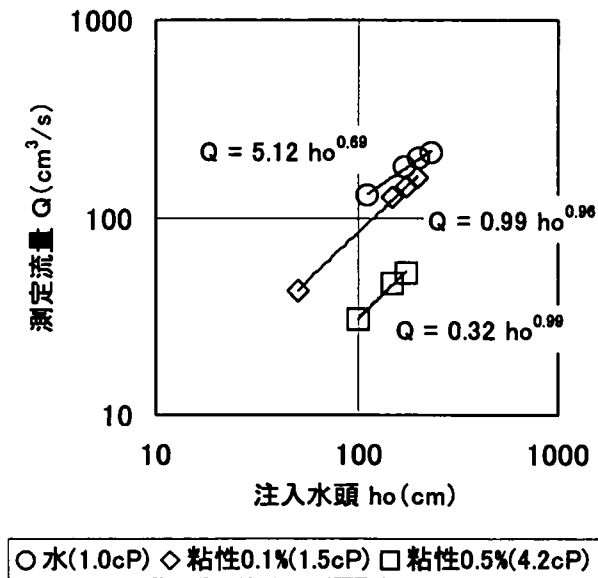
急拡大するなどの影響により，流れに攪乱が生じるため乱流になりやすいことが要因であると考えられる。



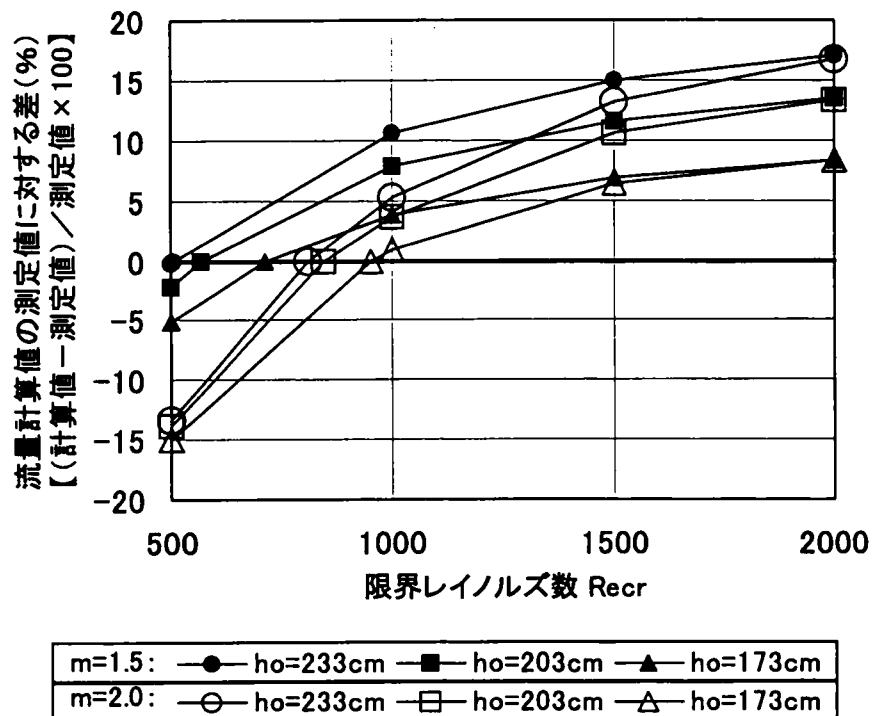
図－4.3.2 浸透半径と圧力水頭測定値の関係



図－4. 3. 3 流入時平均流速と流入部損失水頭の関係



図－4. 3. 4 注入水頭と流量の関係



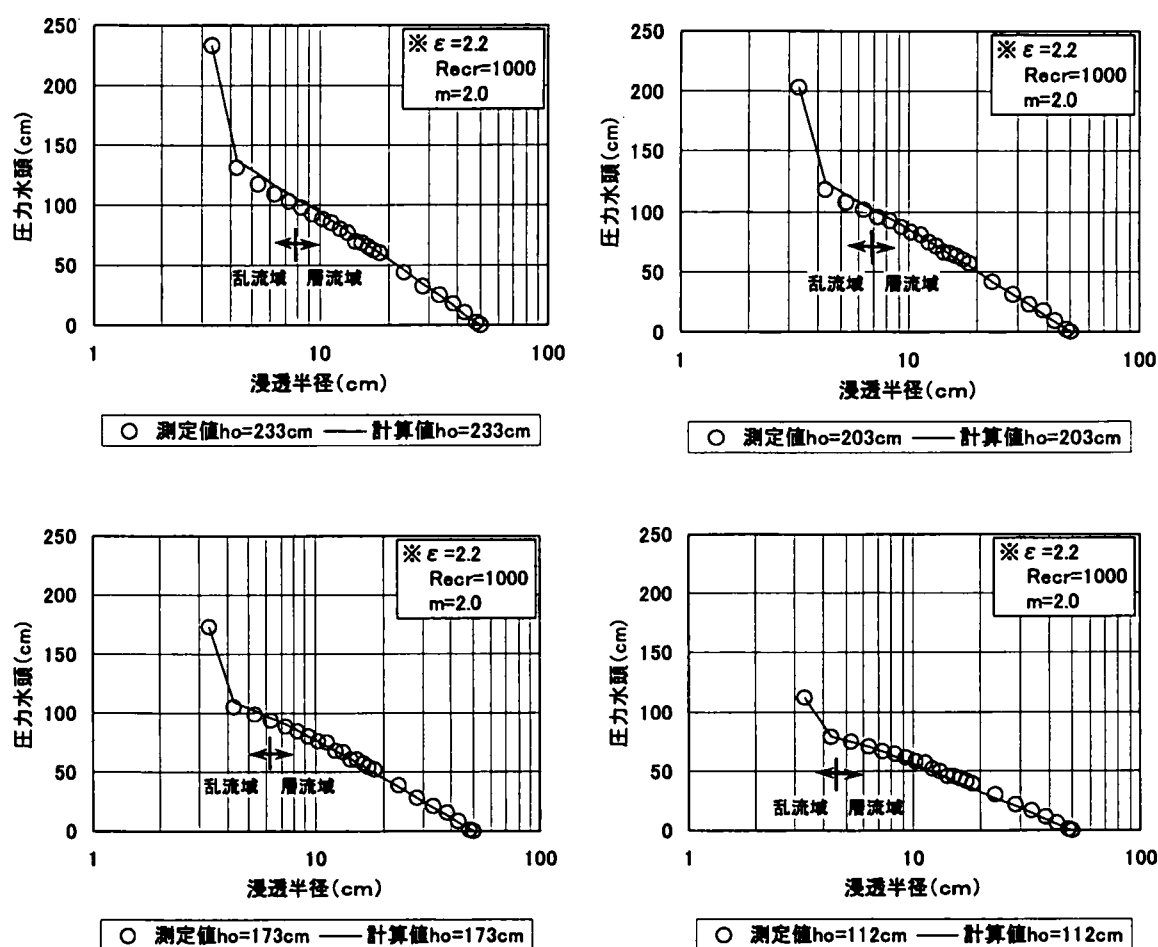
図－4.3.5 限界レイノルズ数による流量計算値の測定値に対する差

また、浸透半径と圧力水頭の関係について式(4.41)を用いて計算した値と測定値を比較した結果は、図－4.3.6に示す通りである。計算条件に関し、限界レイノルズ数については上述の検討結果により $Re_{cr}=1000$ とした。また、乱流状態に関する指数 m については図－4.3.5においてより整合性が高い $m=2.0$ とした。図－4.3.6に示す通り、圧力水頭に関する計算値は測定値に対してよく整合している。特に、乱層流が併存する水のケースについては、流入部損失を含め乱流域から層流域にかけての圧力分布について、計算値と測定値の整合性は良好である。

さらに、圧力水頭を実験条件に合わせて計算した ($\varepsilon=2.2$, $Re_{cr}=1000$, $m=2.0$ とした) 流量計算値と測定値との比較結果は図－4.3.7に示す通りであり、水および粘性流体のケースいずれについても両者はほぼ一致する。

以上より、今回の提案式(式(4.41))は、平行平板間放射流モデルにおける注入圧力と注入流量の関係を評価するにあたり適用性を有していると判断される。よって、透水性が幅の大きい割れ目に支配される節理性岩盤に関し、本提案式により透水性状

を理論的に検討できるものと考えられる。したがって、次章（第5章）ではまず本提案式を用い、これまでルジオン試験において考慮されていなかった流入部損失および乱流損失が透水性評価に与える影響について評価する。次に原位置で実施したルジオン試験および高粘性流体試験結果について、ボアホールテレビによる割れ目観察結果に基づき試験区間の割れ目モデルを設定して本提案式を適用して計算した結果と比較照合し、両試験結果の関係について考察を行うこととする。



図－4.3.6 (1) 圧力水頭に関する計算値と測定値の関係
(水のケース)

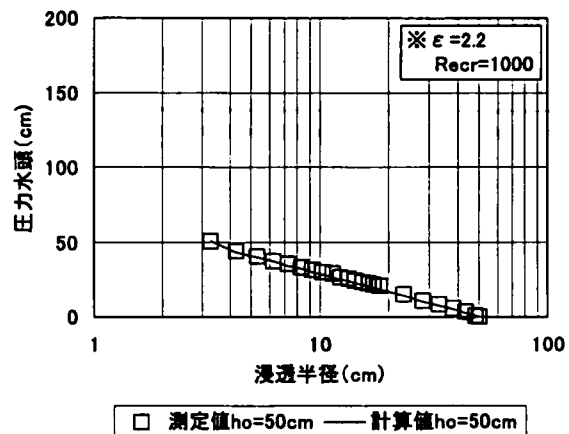
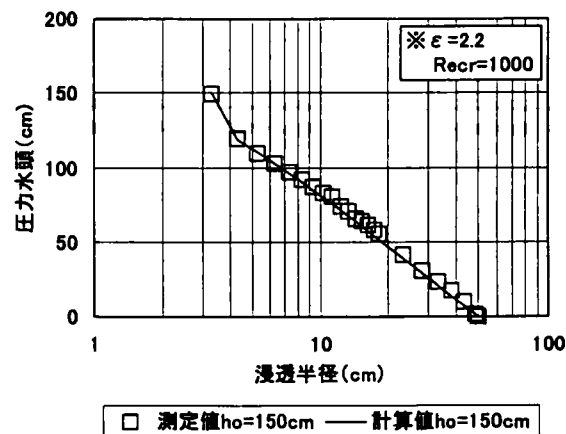
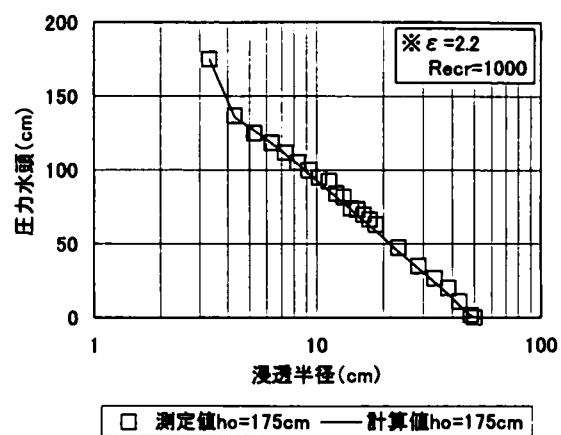
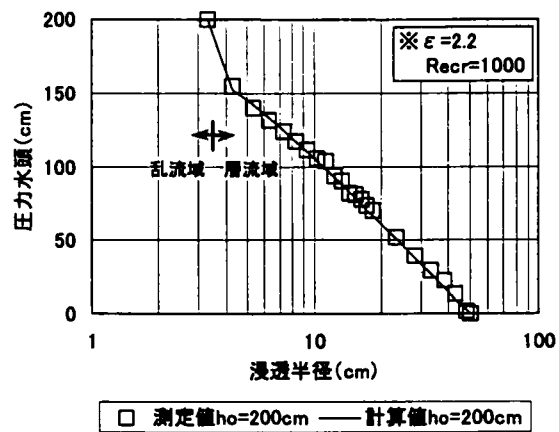
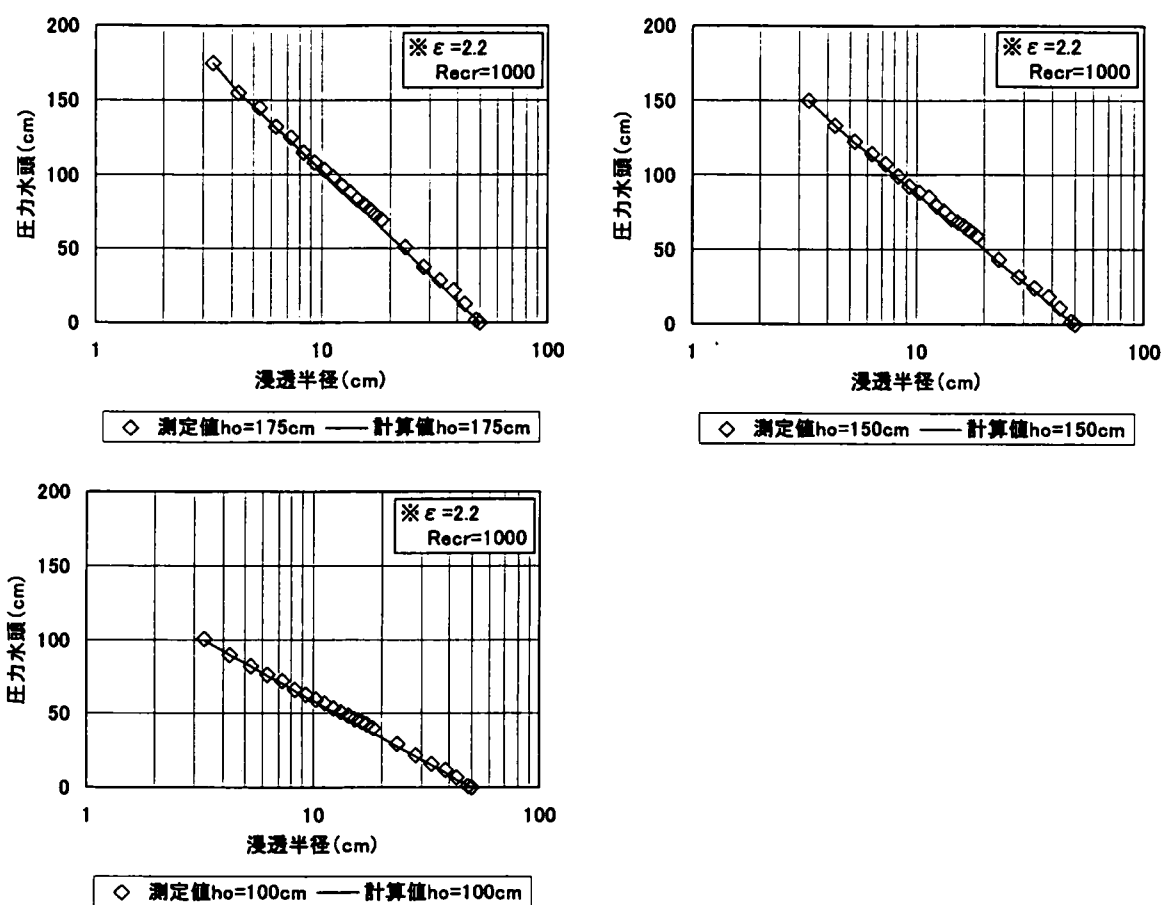
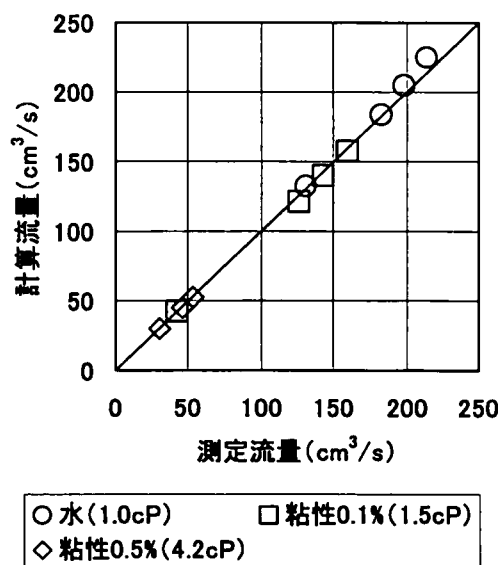


図-4.3.6 (2) 圧力水頭に関する計算値と測定値の関係
(粘性流体濃度0.1%のケース)



図－4.3.6 (3) 圧力水頭に関する計算値と測定値の関係
(粘性流体濃度0.5%のケース)



図－4.3.7 流量に関する計算値と測定値の比較

4. 3. 3 数値解析による評価

4. 2において提案した乱層流併存する平行平板間放射流に関する注入圧力と流量の関係式について、数値解析結果と比較することによりその妥当性を評価することを試みた。

1) 解析方法

次に示す方法⁹⁾により数値解析を実施した。

- ・基本方程式：Navier-Stokes 方程式の直接シミュレーション
- ・数値計算手法：Galerkin 法に基づく有限要素法（3次元解析）

2) 解析モデル

数値解析モデルは4. 2の実験モデルと同様の形状とし、半径 50cm、放射角 30°，間隙幅 0.41mm の平行平板間隙を要素分割した。また、平行平板間隙の始端には半径 3.3cm、放射角 30° のボーリング孔を模擬したモデルを間隙上下 1cm 分付加した。

要素分割は8節点6面体要素により実施した。要素分割にあたっては、ボーリング孔から平行平板間隙への流入部を細かくし、隣接要素の長辺長さの変化を 2.5 倍以下にしながら分割間隔を広げた。また、要素のアスペクト比は 1/20 以下とした。今回の解析モデルは図-4.3.8に示す通りであり、総要素数は 882,000、総節点数は 932,821 となった。

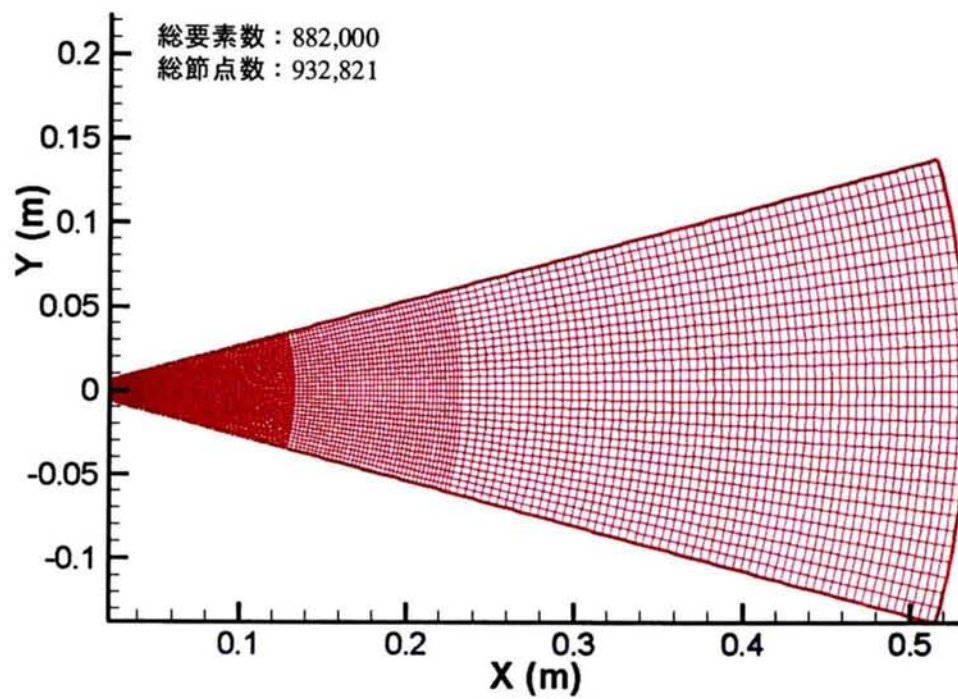
3) 解析条件

解析に適用した境界条件については、平行平板壁面ではノンスリップ条件（流速 0）とした。また、ボーリング孔上面には解析ケースで指定した水頭に相当する圧力を与え、平行平板間隙出口面の圧力は 0 とした。ボーリング孔下面と間隙と接続する部分以外の孔壁部は不透水性境界とした。

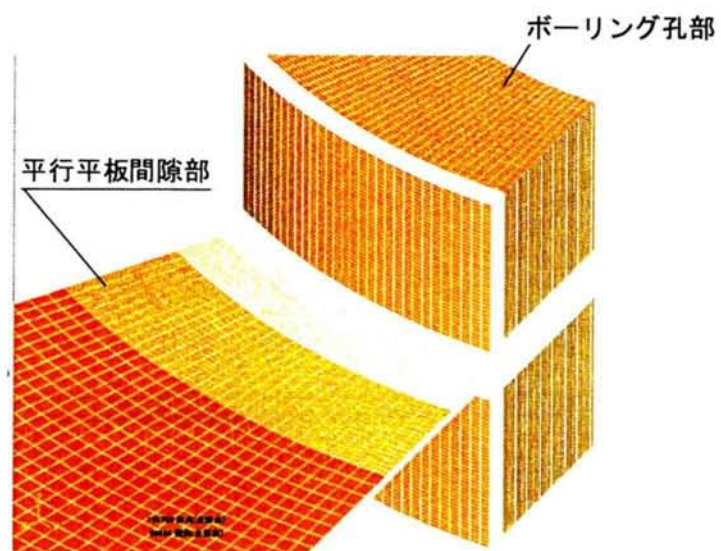
解析ケースは4. 3. 1の実験条件から選出し、次の通りとした。

- ①水（粘度 1.0cP）、注入水頭 $h_0=173\text{cm}$
- ②粘性流体（粘度 1.5cP）、注入水頭 $h_0=175\text{cm}$
- ③粘性流体（粘度 4.2cP）、注入水頭 $h_0=175\text{cm}$

また、水および粘性流体の密度差はほとんど無いことから、共に 1.0g/cm^3 とした。



(有限要素メッシュ平面図)



(流入部周辺拡大図)

図－4.3.8 数値解析モデル

4) 解析結果

各ケースの流量に関する室内実験結果と数値解析結果の比較は図－4.3.9に示す通りであり、両者はほぼ一致した。数値解析結果に関し平面的な流速分布（平行平板間隙中央位置）は図－4.3.10に示す通りであり、放射流両端部の一部に増速部が認められるが、浸透半径周方向にはほぼ一様な流速分布となっており、平行平板間放射流に関する流量連続条件を示す式(4.2)が成立することが判明した。これについては、平行平板モデルの間隙幅は十分小さいため上下面の摩擦抵抗が大きく働き、交わる2平面間の拡大流（拡大チャネル流）¹⁰⁾に見られるような、流路中央部の流速が相対的に大きくなるような偏流は発生していないためであると考えられる。

また、各浸透半径での圧力水頭に関する実験での測定値と式(4.41)による計算値（流入部損失係数 $\epsilon=2.0$ と仮定）および数値解析値の比較については図－4.3.11に示す通りである。なお、数値解析値については流れ断面における上面要素の値を用いた。図－4.3.11によれば、水のケースについて両者の流入部損失に差があることがわかる。以下、この差の要因について考察する。

数値解析値について流入時平均流速と流入部損失水頭の関係を整理した結果は図－4.3.12に示す通りであり、流入部損失係数は約1.7となり、これは4.2.2で考察した値1.6に近く、4.3.2の実験結果2.2よりもやや小さいものとなった。

数値解析値に関する流入部損失係数が4.2.2で考察した値に近いものとなったことに関して、割れ目内流れ断面における流速ベクトル解析結果を図－4.3.13に示す。流入部周辺拡大図によれば、考察した通り割れ目への流入時に流れに急縮・急拡が発生していることがわかる。この流れの急縮・拡大については、ボーリング孔に流入してから1cm程度の間に発生している。また、全体図により、流れの急縮・急拡後に流速分布は放物線分布に遷移している。したがって、流入部損失係数に関し数値解析の結果が考察した値に近いのは、このように想定した現象が概ね発生していることによると考えられる。実験結果より求めた流入部損失係数がやや大きくなった点については、割れ目流入部の流れは急縮・急拡と連続して変化する複雑な形態をしていることから、実験モデルの製作に当たり流入部のモデル形状が必ずしも理想的な形状となっていなかったことがその要因と考えられる。

室内実験、数値解析結果から、平行平板間放射流に関する流入部損失係数は2程度と考えられるため、数値解析結果について流入部損失係数を2.0として解析値を調整

した．この結果得られる数値解析値と式（4.41）による計算値とを比較した結果は，
図－4.3.14に示す通りであり，流入後の浸透半径に対する圧力水頭の分布について
両者は整合する．これは，注入圧力と流量の関係式（4.41）における壁面摩擦損失
項と慣性力項の妥当性を示していると考えられる．

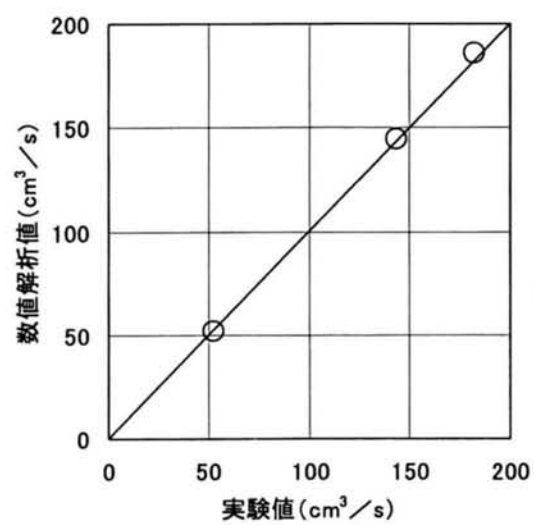


図-4.3.9 流量に関する実験値と数値解析値の比較

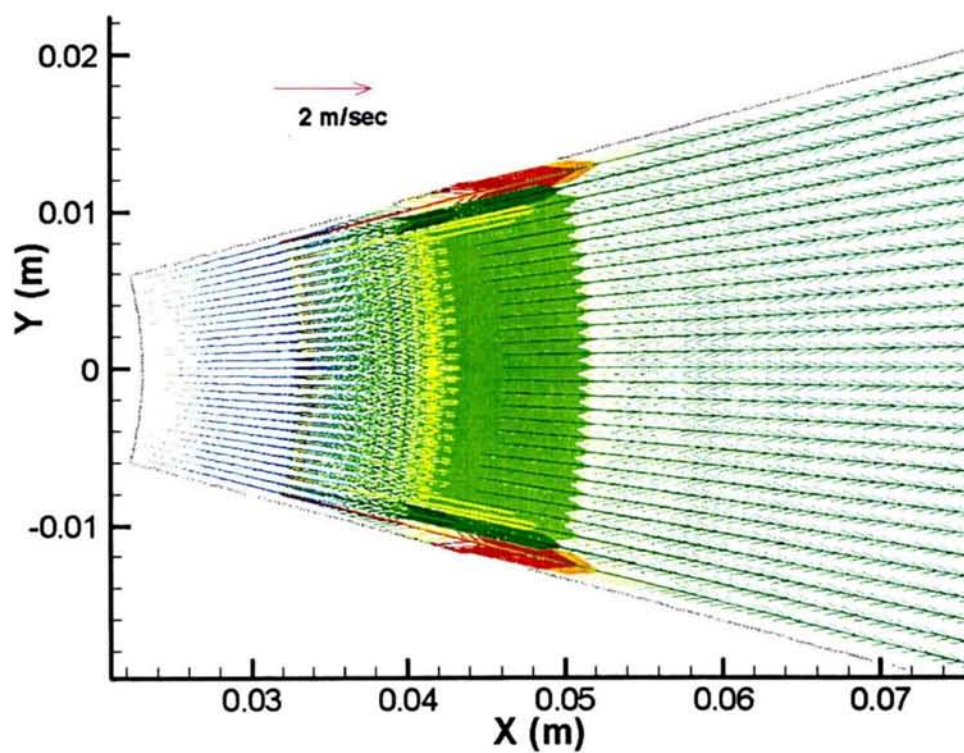


図-4.3.10 流速ベクトル図平面図（流入部周辺拡大図）

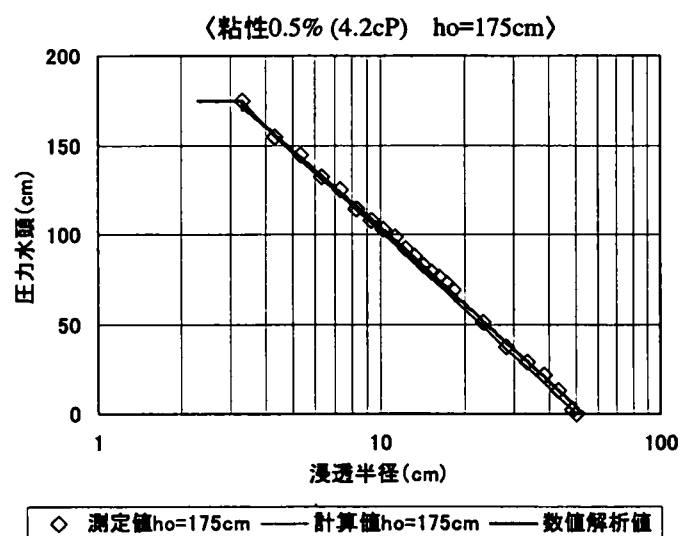
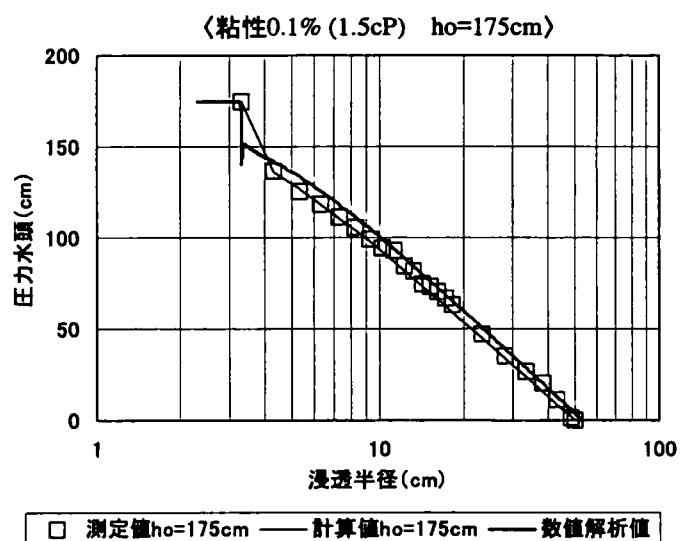
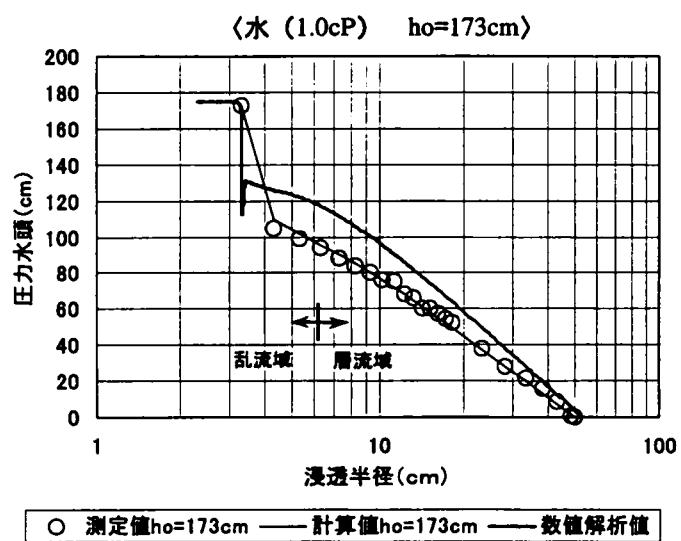
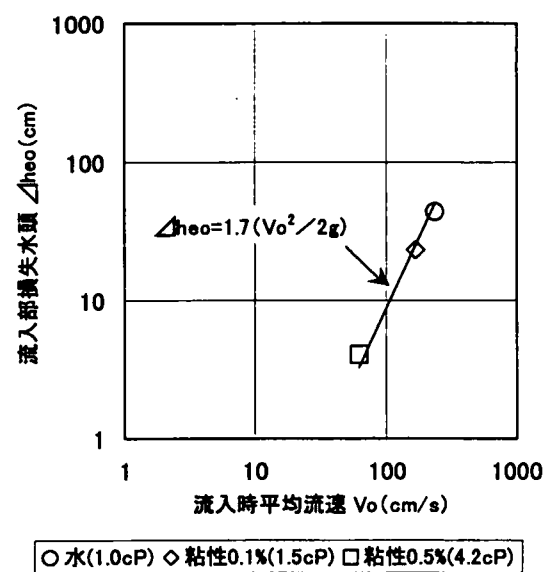


図-4.3.11 提案式による計算値と数値解析値の比較



図－4. 3. 1 2 数値解析結果に関する流入部平均流速と流入部損失水頭の関係

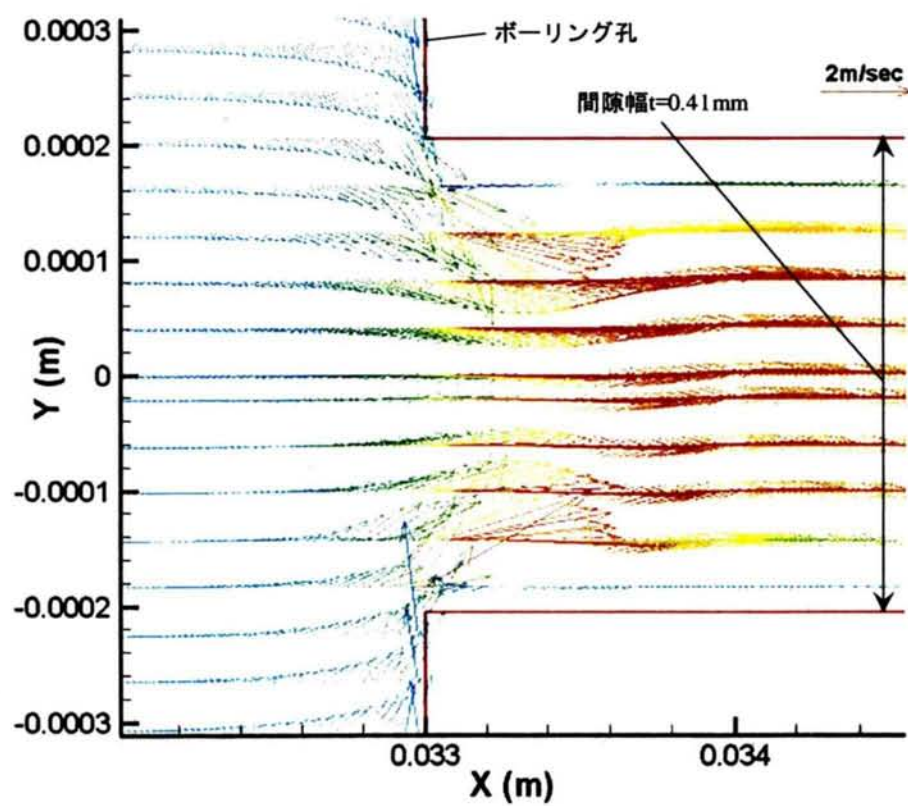
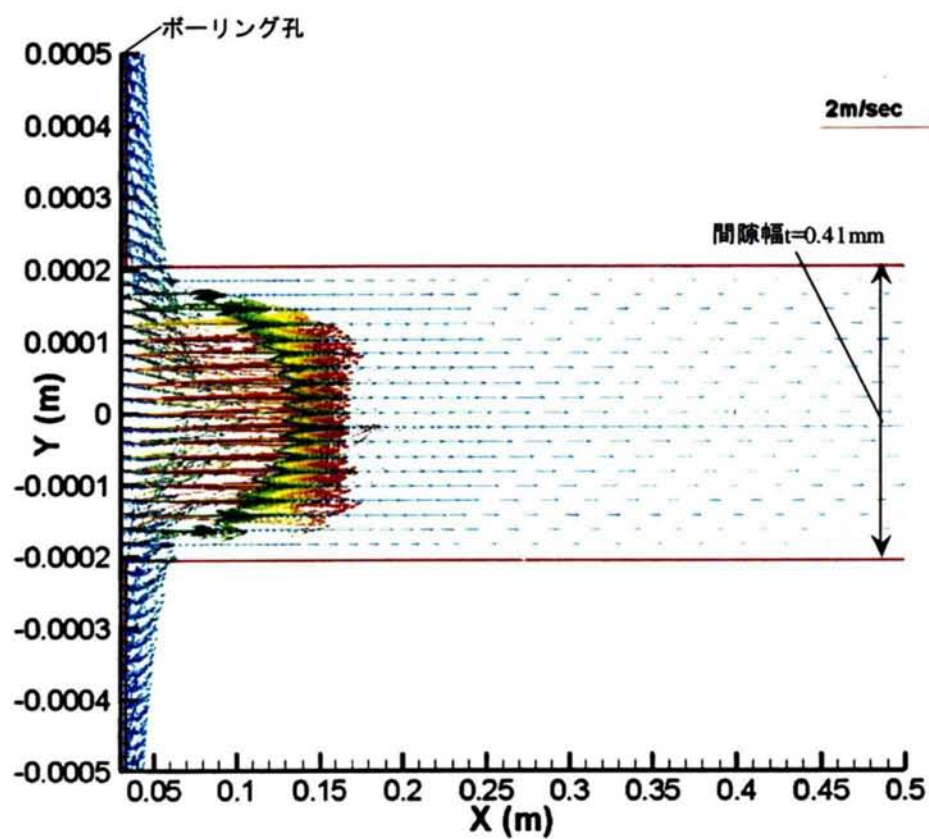
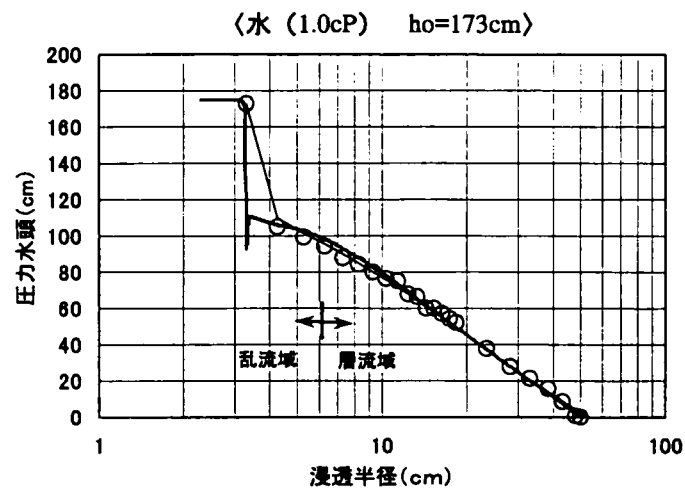
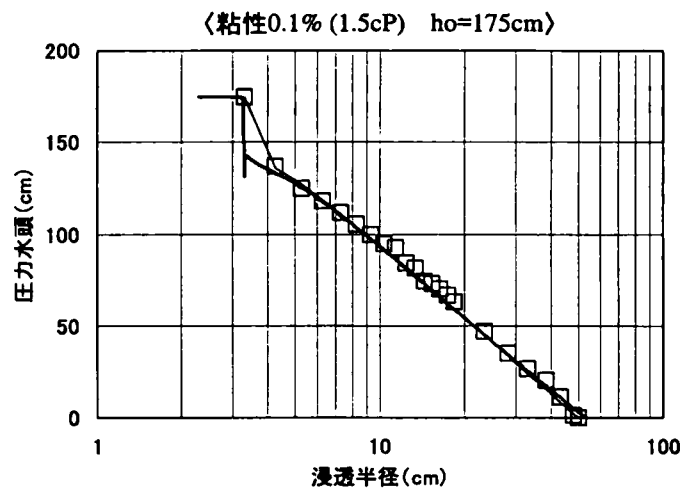


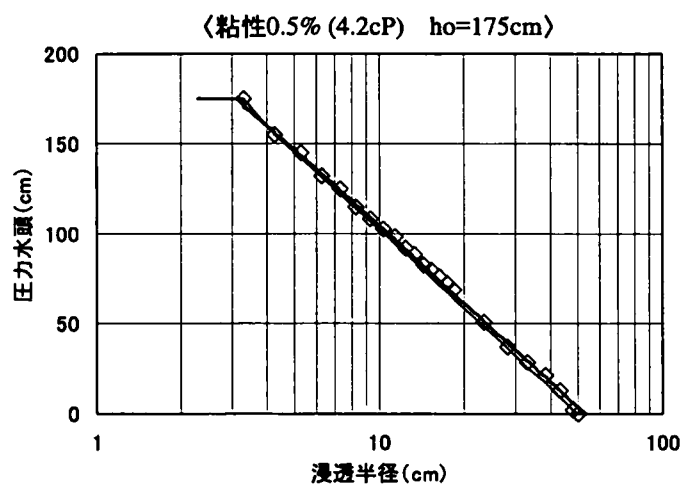
図-4.3.13 放射流中央断面における流速ベクトル図
(上：全体図，下：流入部周辺拡大図)



○ 測定値 $h_o=173\text{cm}$ — 計算値 $h_o=173\text{cm}$ — 数値解析値



□ 測定値 $h_o=175\text{cm}$ — 計算値 $h_o=175\text{cm}$ — 数値解析値



◇ 測定値 $h_o=175\text{cm}$ — 計算値 $h_o=175\text{cm}$ — 数値解析値

図-4.3.1.4 提案式による計算値と数値解析値の比較
(流入部損失係数を $\varepsilon=2.0$ として数値解析値を調整)

4. 4 まとめ

前章での知見を踏まえ、岩盤割れ目を平行平板によりモデル化し、ルジオン試験における注入圧力と流量の関係について理論的に考察し、以下の知見を得た。

- (1) 層流と乱流とが併存する平行平板間放射流に関して、注入圧力と流量の理論的關係式を構築した。この理論式によると、水を用いた場合注入圧力が大きくなれば、層流損失の他に乱流損失および流入部損失が無視できないほど大きくなることが予想された。従来のルジオン試験の結果を透水係数に換算 ($1\text{Lu} \approx 1 \times 10^{-5} \text{cm/s}$) する場合、2. 3. 4で述べた通り割れ目内の流れが層流状態であることが前提となるが、上述した乱流損失や流入部損失は考慮されていない。割れ目内の流れが乱流となる場合、注入圧力は乱流損失や流入部損失より減耗され、注入圧力の増加は流量の増加に次第に寄与しなくなる。よって、ルジオン試験時に割れ目内の流れが乱流となる場合、試験から得られるルジオン値は、層流状態のルジオン値に比べて透水性が過小評価されるものと考えられる。
- (2) 上記平行平板間放射流に関する注入圧力と流量の關係式について、平行平板モデルを用いた室内実験によりその妥当性を確認した。実験結果に基づき流入部損失係数、限界レイノルズ数、発生する乱流の状態などに関するパラメータを適切に設定すれば、注入圧力と流量の關係やモデル内の圧力分布などを精度良く再現できることが実証された。
- (3) 室内実験に準じたモデルを設定し、Navier - Stokes 方程式に基づく数値解析を実施し、実験モデル内に発生している流れ（特に割れ目流入部とその周辺の流れ）の詳細について確認した。その結果、流入部については流れの急縮・急拡による流速分布の乱れなど想定した通りの流れとなっていることが判明した。
また、このことから数値解析による流入部損失係数 ($\varepsilon = 1.7$) についても、理論的考察値 ($\varepsilon = 1.6$) にほぼ等しくなることが判明した。室内実験による値はこれらの値よりやや大きい値 ($\varepsilon = 2.2$) となったが、モデル製作上の問題で流入部の形状が必ずしも理想的なものとなっていなかったことがその要因であると推定される。

数値解析結果について流入部損失を 2.0 として解析値を調整した結果、上記理論式による計算結果と整合した。よって、理論式における壁面摩擦損失項および慣性力項に関する妥当性が示された。

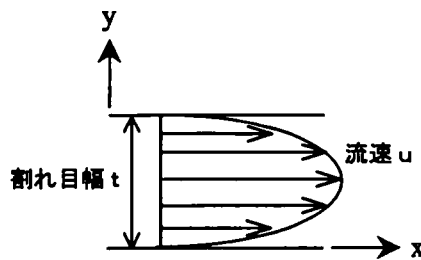
以上の知見により，岩盤割れ目内における流れを理論的に検討することの見通しが得られたため，次章では節理性岩盤のサイトで実施した高粘性流体試験結果について，上記理論式による考察を試みることとする．

第4章付録－1．平行平板間流れに関する運動量補正係数について

運動量補正係数とは，平均流速で代表した流れ断面内の運動量に対し，流速分布を考慮した流れ断面内の運動量に合わせるための補正係数である．各断面の運動量を求めるには，断面内の流速分布を知る必要があるが，ここでは流れの状態（乱流・層流）に関する代表的な流速分布を想定し検討する．

①層流の場合

平行平板間の流れは付録図－4.1.1に示すように Poiseuille-flow と仮定する．



付録図－4.1.1 層流流れモデル (Poiseuille flow)

流速分布は，

$$u = -\frac{1}{2\mu} y(t-y) \frac{dP}{dx} \quad (4.59)$$

である．ここで， u は断面内位置 y ($0 \leq y \leq t$) の流速である．

また，平均流速は次式で表される．

$$V = \frac{1}{t} \int_0^t u dy = -\frac{t^2}{12\mu} \frac{dP}{dx} \quad (4.60)$$

式 (4.59) (4.60) より $\frac{dP}{dx}$ を消去して，

$$u = \frac{6y(t-y)}{t^2} V \quad (4.61)$$

式 (4.61) を用いて，運動量補正係数の定義式 (4.19) に関し右辺項の分子は次式で表される．

$$\begin{aligned}\int_A \rho u^2 dA &= \int_0^t \rho \left\{ \frac{6y(t-y)}{t^2} V \right\}^2 dy = \frac{36\rho V^2}{t^4} \int_0^t y^2(t-y)^2 dy \\ &= \frac{36\rho V^2}{t^4} \times \frac{t^5}{30} = \frac{6}{5} \rho t V^2\end{aligned}$$

したがって、層流の場合の運動量補正係数は、

$$\eta = \frac{\frac{6}{5} \rho t v^2}{\rho V^2 t} = \frac{6}{5} = 1.2$$

②乱流の場合

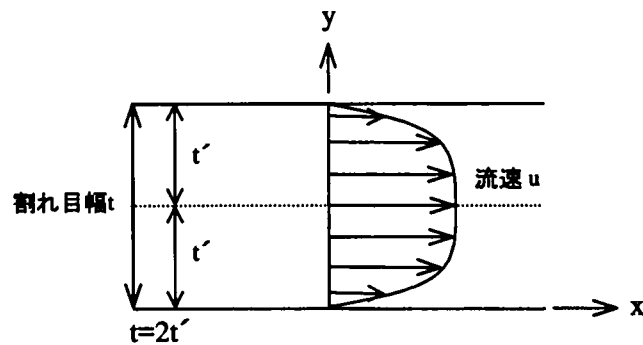
平行平板間流れの流速分布については、付録図－４．１．２に示すように対数分布則を適用すれば、流速分布は次式で表される。

$$\frac{u}{u^*} = \frac{1}{\kappa} \ln \left(\frac{y}{y_0} \right) \quad (4.62)$$

ここで、 y_0 は境界条件 $y=y_0: u=u_0$ により定義される。 κ は前述の Kármán 定数である。また、 u^* は摩擦速度であり、

$$u^* = \sqrt{\tau_0 / \rho} \quad (4.63)$$

である。 τ_0 は前述の壁面摩擦力である。



次に、平均流速は次式で表される。

$$V = \frac{1}{t} \int_0^t u dy$$

ここで、割れ目幅 t に関し、 $t=2t'$ とした。

よって、

$$\begin{aligned}
 \frac{V}{u^*} &= \frac{1}{t'} \int_0^{t'} \frac{u}{u^*} dy \\
 &= \frac{1}{\kappa t'} \int_0^{t'} (\ln y - \ln y_o) dy \\
 &= \frac{1}{\kappa t'} \left[y \ln y - y - (\ln y_o) y \right]_0^{t'} \\
 &= \frac{1}{\kappa} (\ln t' - \ln y_o - 1)
 \end{aligned} \tag{4.64}$$

であるため、流速分布は次式で表される。

$$\begin{aligned}
 \frac{u - V}{u^*} &= \frac{1}{\kappa} (\ln y - \ln t' + 1) \\
 \therefore u &= V + u^* \frac{1}{\kappa} (\ln y - \ln t' + 1)
 \end{aligned} \tag{4.65}$$

また、式 (4.26) の抵抗係数について式 (4.63) より、

$$\frac{v}{u^*} = \sqrt{\frac{8}{\lambda}} \tag{4.66}$$

式 (4.66) により、式 (4.65) は次式で表される。

$$u = v \left(1 + \frac{1}{\kappa} \sqrt{\frac{\lambda}{8}} (\ln \frac{y}{t'} + 1) \right) \tag{4.67}$$

式 (4.67) を用いて、式 (4.19) で定義される運動量補正係数の分子は次式で表される。

$$\begin{aligned}
 \int_A \rho u^2 dA &= 2 \rho \int_0^{t'} u^2 dy \\
 &= 2 \rho v^2 \left\{ \int_0^{t'} dy + \frac{1}{\kappa} \sqrt{\frac{\lambda}{2}} \int_0^{t'} (\ln \frac{y}{t'} + 1) dy + \frac{1}{\kappa^2} \frac{\lambda}{8} \int_0^{t'} (\ln \frac{y}{t'} + 1)^2 dy \right\}
 \end{aligned} \tag{4.68}$$

ここで,

$$\begin{aligned}
 \int_0^t \left(\ln \frac{y}{t} + 1 \right) dy &= \left[y \ln y - (\ln t) y \right]_0^t = 0 \\
 \int_0^t \left(\ln \frac{y}{t} + 1 \right)^2 dy &= \int_0^1 (\ln s + 1)^2 ds \quad \left(s = \frac{y}{t} \text{で置換} \right) \\
 &= \int_0^1 \left\{ (\ln s)^2 + 2 \ln s + 1 \right\} ds \\
 &= \left[s (\ln s)^2 + s \right]_0^1 \\
 &= 1
 \end{aligned} \tag{4.69}$$

であるから, 式 (4.68) は次式の通りとなる.

$$\int_A \rho u^2 dA = 2 \rho v^2 t' \left(1 + \frac{1}{\kappa^2} \frac{\lambda}{8} \right)$$

したがって, 運動量補正係数は次式で表される.

$$\eta = \frac{\int_A \rho u^2 dA}{\rho v^2 A} = \frac{2 \rho v^2 t' \left(1 + \frac{1}{\kappa^2} \frac{\lambda}{8} \right)}{\rho v^2 2t'} = 1 + \frac{1}{\kappa^2} \frac{\lambda}{8} \tag{4.70}$$

なお, 式 (4.64) (4.69) の導出において, 付録図-4.1.3に示す通り,

$$\lim_{y \rightarrow 0} (y \ln y) = 0, \quad \lim_{y \rightarrow 0} \left[y (\ln y)^2 \right] = 0$$

とした.

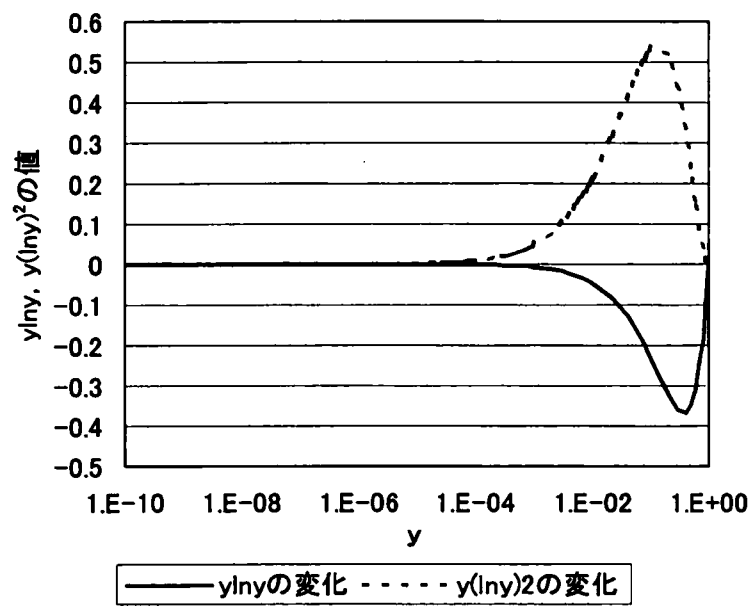
式 (4.70) より, 運動量補正係数が抵抗係数により表されたが, 式 (4.31) (4.32)

(4.36) より, 抵抗係数は次式で表される.

$$\lambda = \frac{96}{Re \, cr^{m-1} Re^{2-m}} \quad (1 \leq m \leq 2) \tag{4.71}$$

式 (4.71) を式 (4.70) に代入して, 乱流の場合の運動量補正係数は次式で表される.

$$\eta = 1 + \frac{12}{\kappa^2 Re \, cr^{m-1} Re^{2-m}} \quad (1 \leq m \leq 2) \tag{4.72}$$



付録図－4. 1. 3 理論展開に関する極限值の推定

第4章付録－2．傾斜割れ目の透水性について

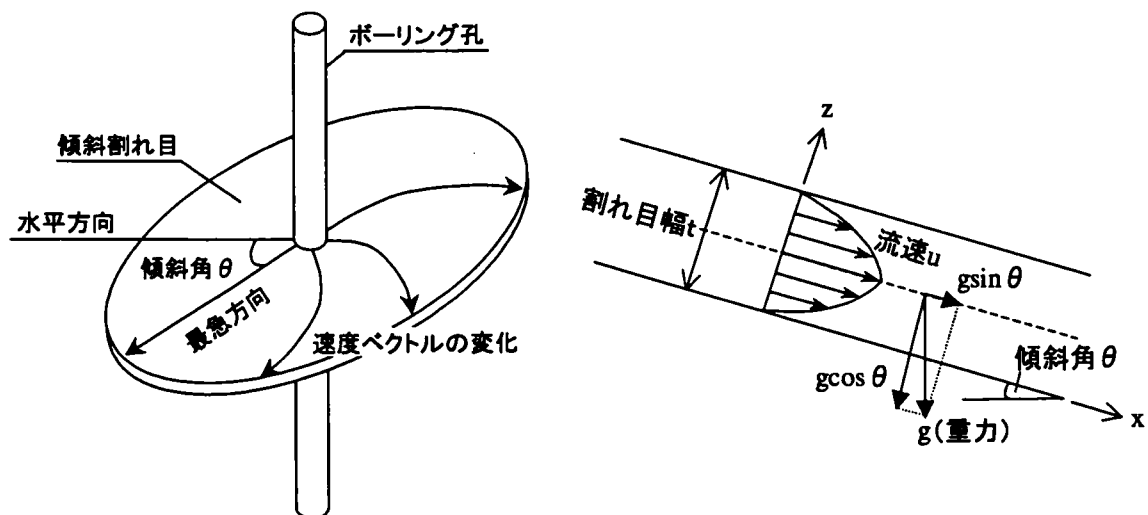
4. 2では、割れ目が水平である場合について検討したが、この場合割れ目の透水性に影響する浸透方向に重力は働かないため、重力の影響は考慮しなくてよい。

割れ目が傾斜している場合、割れ目内の浸透方向に重力が働くため割れ目の透水性に影響すると考えられる。また、実際の岩盤については、重力の影響を受ける場合は割れ目が地下水以上に位置する場合である。

ボーリング孔から傾斜した割れ目内に流入する場合、流入直後は均等な放射流とみなせるが、割れ目内を浸透するにつれ傾斜方向に働く重力の分力のため、流れ各点の流速ベクトルは次第に最急傾斜方向に変化する。ある程度の距離浸透が進行したところでは流れは全体的にほとんど最急方向に向かうものとなると考えられる。

したがって、ここではまず重力の影響を最も受けることとなる、ボーリング孔から直接最急傾斜方向に向かう1次元流れについて取り上げ、重力が割れ目の透水性に与える影響を評価することとする。この評価は、重力による影響の上限を示すものと考えられる。

流れのモデルとして、付録図－4. 2. 1に示す通り傾斜した平行平板間一次元流れを想定する。水平からの傾斜角を θ ($0^\circ \leq \theta \leq 90^\circ$) とする。



付録図－4. 2. 1 傾斜割れ目モデル

Navier-Stokes の方程式

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial u}{\partial T} + u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} + w \frac{\partial u}{\partial z} &= X - \frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial x} + \nu \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \right) \\ \frac{\partial w}{\partial T} + u \frac{\partial w}{\partial x} + v \frac{\partial w}{\partial y} + w \frac{\partial w}{\partial z} &= Z - \frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial z} + \nu \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial z^2} \right) \end{aligned} \right\} \quad (4.73)$$

について,

z 軸方向の流速は 0 であるため, $w = 0$

また, 定常 1 次元流れであることから, $\partial / \partial T = 0$, $\partial u / \partial x = 0$, $\partial^2 u / \partial x^2 = 0$

として, 次式としなる.

$$0 = g \sin \theta - \frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial x} + \nu \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \quad (4.74)$$

$$0 = -g \cos \theta - \frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial z} \quad (4.75)$$

式 (4.74) より,

$$\frac{\partial P}{\partial x} = \rho g \sin \theta + \mu \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \quad (4.76)$$

また, 式 (4.75) より,

$$P = -(\rho g \cos \theta)z + f(x) \quad (f(x) \text{ は } x \text{ の関数})$$

となるため, $\partial P / \partial x$ は x の関数である.

よって, 式 (4.76) の両辺を流れ断面について積分すれば,

$$\frac{\partial P}{\partial x} t = (\rho g \sin \theta) t + \left[\mu \frac{\partial u}{\partial z} \right]_0^t \quad (4.77)$$

ここで, 壁面せん断力を τ_0 とすれば, せん断力の定義により式 (4.77) は次式となる.

$$-\frac{\partial P}{\partial x} = \frac{2\tau_0}{t} - \rho g \sin \theta \quad (4.78)$$

式 (4.78) について, 4. 2 で検討したように, 壁面せん断力を式 (4.26) で表すこととし, 抵抗係数 λ を層流の場合と乱流の場合に分けて検討することとする.

①層流の場合

式 (4.26) (4.27) (4.28) より, 式 (4.78) は次式となる.

$$\begin{aligned} -\frac{\partial P}{\partial x} &= \frac{12 \mu V}{t^2} - \rho g \sin \theta \\ &= \frac{12 \mu q}{t^3} - \rho g \sin \theta \end{aligned} \quad (4.79)$$

ここで, V は割れ目内の平均流速, q は割れ目単位幅あたりの流量である.

よって, 割れ目長を L とすれば, 定常流であることより $\partial P / \partial x$ は一定であるため, 式 (4.79) から次式が導かれる.

$$P_o = \frac{12 \mu q L}{t^3} - (\rho g \sin \theta) L \quad (4.80)$$

ここで, P_o は注入圧力である.

式 (4.80) より, 一定注入圧力 P_o の下で, 割れ目傾斜 θ の時の流量を q_θ , 割れ目が水平な時の流量を q_o とすれば, 流量比は次式で表される.

$$\frac{q_\theta}{q_o} = 1 + \frac{\rho g L \sin \theta}{P_o} \quad (4.81)$$

②乱流の場合

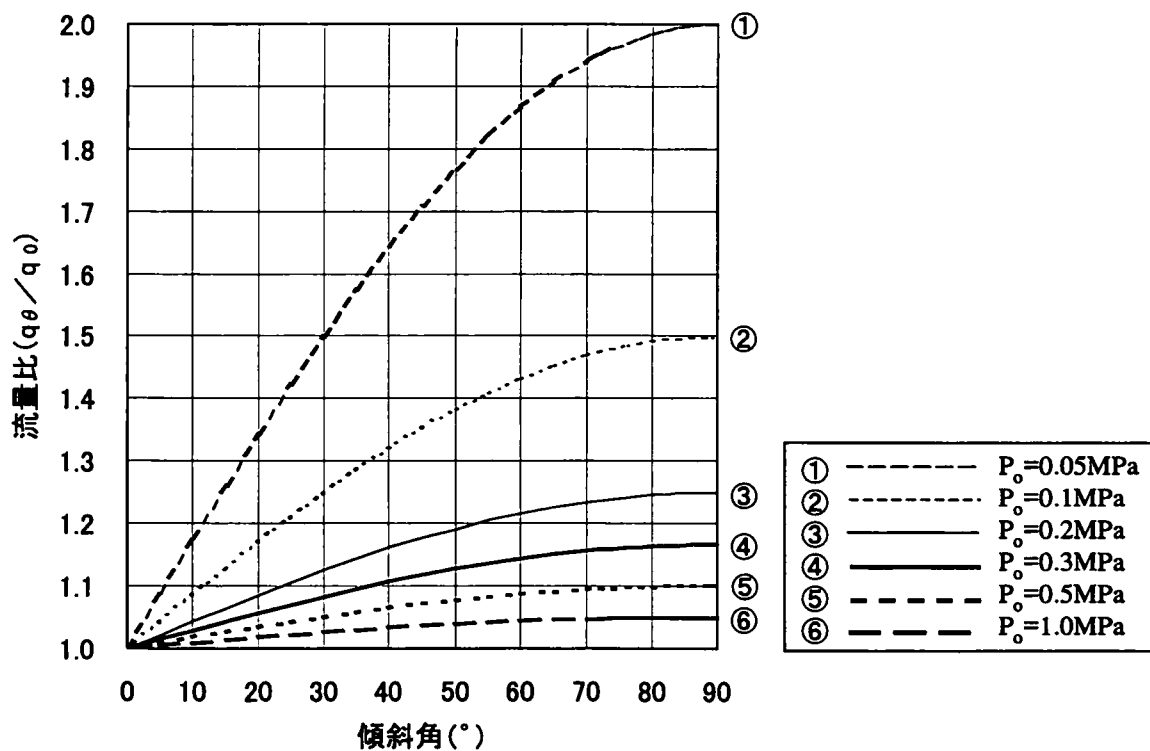
式 (4.26) (4.28) (4.71) より, 式 (4.78) は次式となる.

$$-\frac{\partial P}{\partial x} = \frac{3 \cdot 2^{m+1} \rho v^{2-m}}{Re cr^{m-1} t^3} q^m - \rho g \sin \theta \quad (4.82)$$

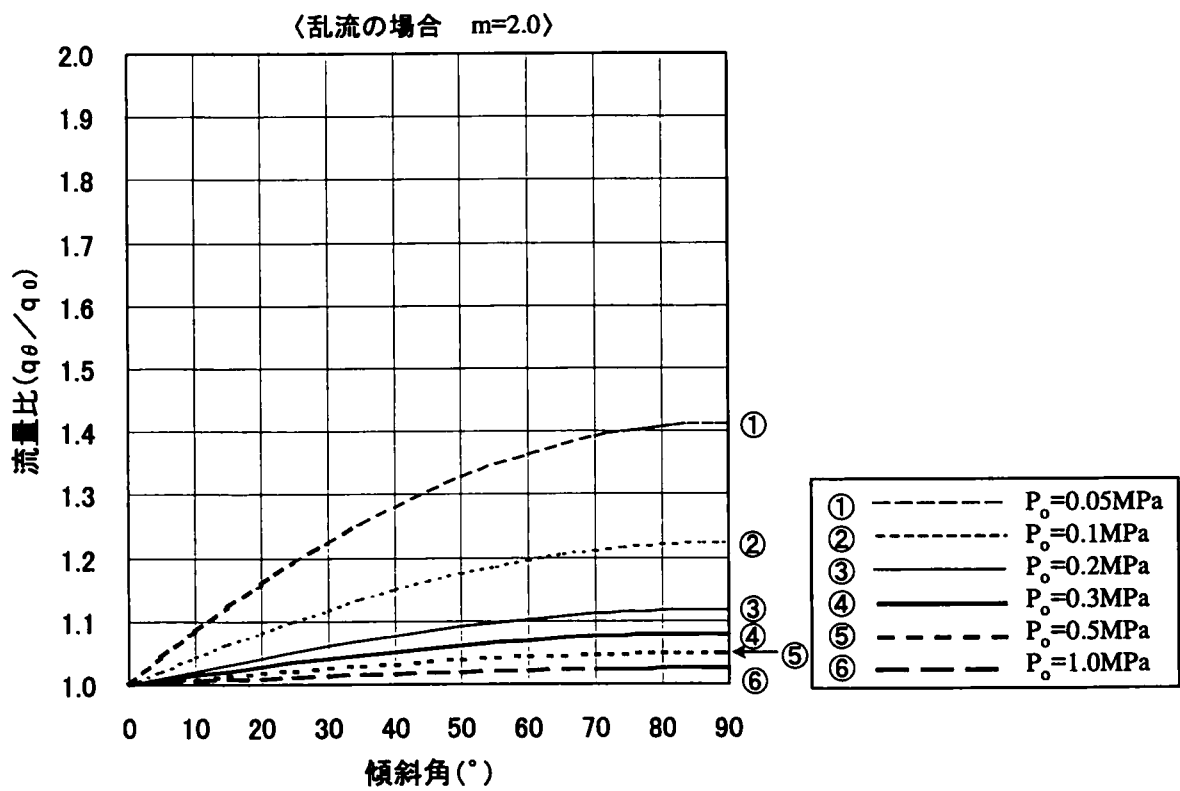
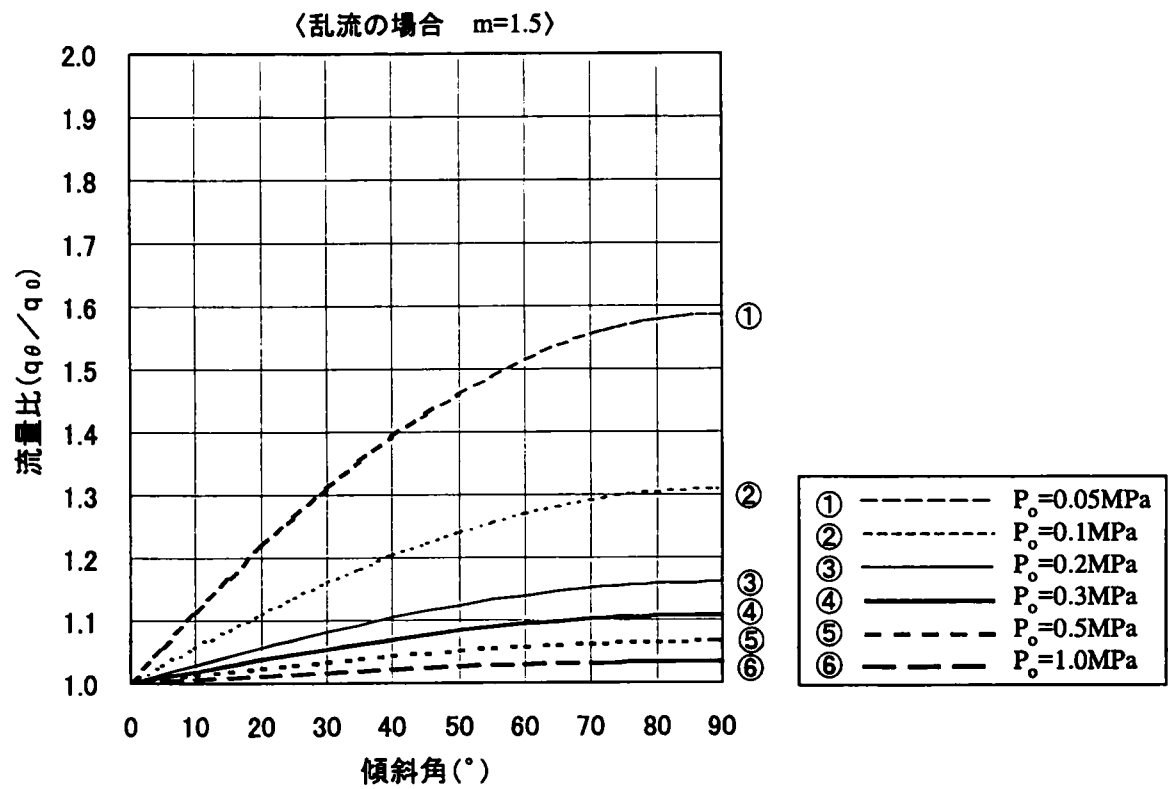
よって, 式 (4.82) について, 層流の場合と同様に割れ目長で積分し, 流量比をとれば次式となる.

$$\frac{q_\theta}{q_o} = \left(1 + \frac{\rho g L \sin \theta}{P_o} \right)^{1/m} \quad (1 \leq m \leq 2) \quad (4.83)$$

重力の影響に関し、層流の場合には式 (4.81)、乱流の場合には式 (4.83) により、傾斜角と流量比の関係について試算した結果は付録図－4.2.2に示す通りである。なお、割れ目長 $L=5\text{m}$ とした。この図によれば、注入圧が大きくなれば重力の影響は小さくなると考えられる。また、層流の場合に比べ乱流の方が重力の影響が小さくなる。重力の影響が大きい層流の場合について注入圧が 0.1MPa (1.0kgf/cm^2) を超えれば重力の影響は 1.5 倍以下となる。通常ルジオンテストは 0.3MPa (3.0kgf/cm^2) 程度以上の試験圧力となるため、重力の影響については最大 2 割増程度と評価される。



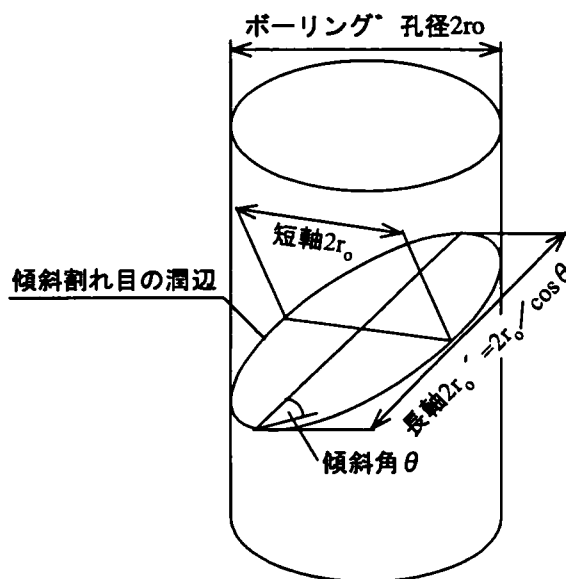
付録図－4.2.2 (1) 重力の影響に関する試算結果（層流の場合）



付録図-4.2.2 (2) 重力の影響に関する試算結果 (乱流の場合)

次に、傾斜割れ目であることによりボーリング孔により割れ目が切り取られる潤辺長が大きくなることによる影響を評価する。

付録図－４．２．３に示す通り、水平からの傾斜が θ である割れ目が半径 r_o のボーリング孔で切り取られる形状は、短軸が $2r_o$ 、長軸が $2r_o/\cos\theta$ の楕円である。



付録図－４．２．３ ボーリング孔と交差する傾斜割れ目の潤辺

ここで、ボーリング孔からの流れを考えれば、ボーリング孔から十分離れたところでは軸対象の放射流に近似できるものと考えられる。また、ボーリング孔による割れ目の切り口については周長が等しい円と等価と考える。この等価な円の半径は次式で表される。

$$r_o' = \frac{2r_o}{\pi \cos\theta} E(j) \quad (4.84)$$

ここで、 r_o' は等価円の半径、 $E(j)$ は母数 j の第 2 種完全楕円積分であり、

$$E(j) = \int_0^{\pi/2} \sqrt{1 - j^2 \sin^2 \phi} d\phi$$

$$j = \sin\theta \quad (4.85)$$

である。

ここで割れ目の透水性を検討しているため流れは層流として流入部損失は無視し、慣性力項の影響は、第4章付録-3に述べる検討結果により小さいものとして無視すれば、注入圧力と流量の関係は式(4.30)に基づき次式で表される。

$$P_o = \frac{6\mu Q}{\pi t^3} \ln \frac{r_e}{r_o} \quad (4.86)$$

したがって、一定圧力 P_o の下、傾斜割れ目の潤辺が変化することによる透水性の変化は、次式の比で表される。

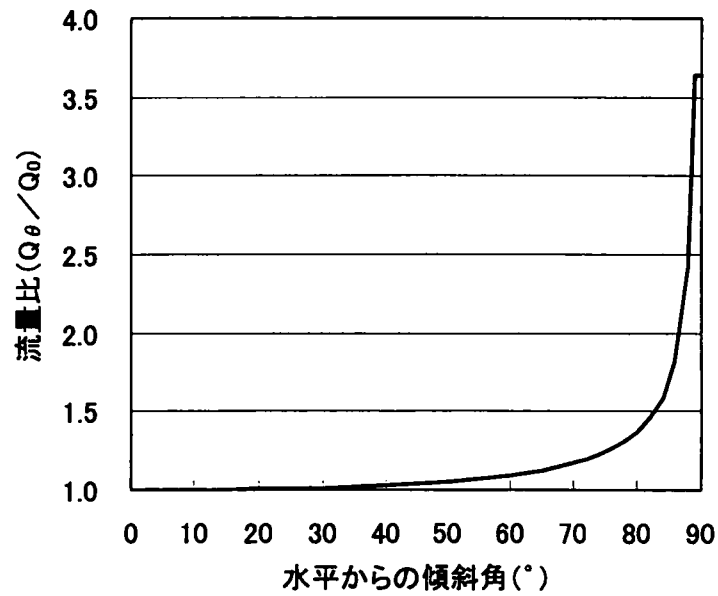
$$\frac{Q_\theta}{Q_o} = \frac{\ln r_e - \ln r_o}{\ln r_e - \ln r_o'} \quad (4.87)$$

ここで、割れ目傾斜 θ の時の流量を Q_θ 、割れ目が水平な時の流量を Q_o とする。影響半径を $r_e=5m$ 程度とすれば、式(4.87)による試算結果は付録図-4.2.4に示す通りであり、傾斜角が 80° を超えると流量比が大きくなり、割れ目がボーリング孔と交差することができる傾斜角度上限約 89° では流量比は約 3.6 である。

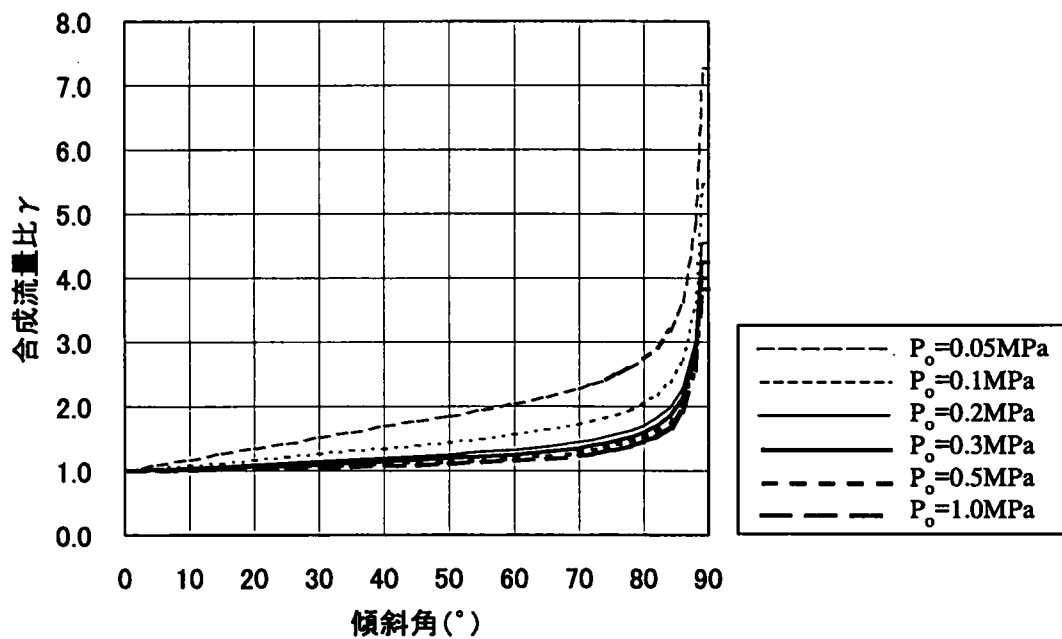
したがって、割れ目の傾斜が透水性に与える影響については、重力による影響と潤辺長の影響の積であると考えられる。重力の影響が大きい層流の場合に関し、式(4.81)と式(4.87)の積を合成流量比 (γ) とすれば、

$$\gamma = \frac{q_\theta}{q_o} \times \frac{Q_\theta}{Q_o} = \left(1 + \frac{\rho g L \sin \theta}{P_o} \right) \times \left(\frac{\ln r_e - \ln r_o}{\ln r_e - \ln r_o'} \right) \quad (4.88)$$

式(4.88)について試算した結果は付録図-4.2.5に示す通りであり、注入圧力が $0.3MPa$ ($3.0kgf/cm^2$) 以上であれば、重力と潤辺長の影響は 80° 以上の高傾斜割れ目である場合には最大 4 倍程度となった。一方、 80° 以下の傾斜であればその影響は 1.5 倍程度以下となった。



付録図－４．２．４ 傾斜による割れ目潤辺長の変化による影響に関する試算結果



付録図－４．２．５ 重力と潤辺長の変化による影響に関する試算結果（層流の場合）

第4章付録－3．慣性力項の影響について

4．2に論及した通り平行平板間放射流に関する注入圧力と流量の関係には慣性力が関係しているが，慣性力が平行平板間放射流に与える影響度について評価することとした。

式(4.41)について，層流損失に関する壁面摩擦損失項と慣性力項の比を調べることにより評価することとした．層流損失に関する摩擦損失項に対する慣性力項の比は次式で表される．

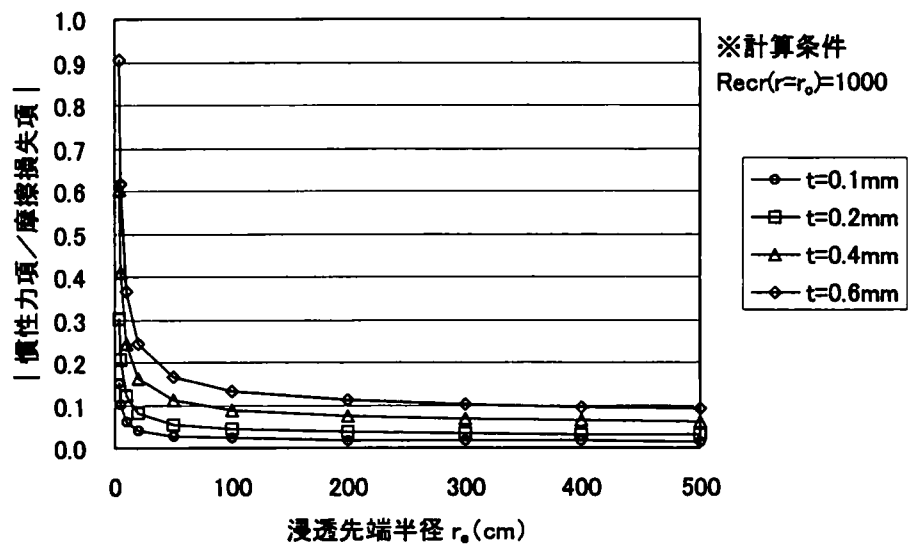
$$\begin{aligned} \left| \frac{\text{慣性力項}}{\text{摩擦損失項}} \right| &= \frac{Qt}{40\pi\nu} \frac{\left(\frac{1}{r_o^2} - \frac{1}{r_e^2} \right)}{\ln \frac{r_e}{r_o}} \\ &= \frac{Re(r=r_o)tr_o}{40} \frac{\left(\frac{1}{r_o^2} - \frac{1}{r_e^2} \right)}{\ln \frac{r_e}{r_o}} \quad (\because Q = 2\pi r_o t V_o) \quad (4.89) \end{aligned}$$

ここで， r_o はボーリング孔半径， r_e は浸透先端半径， V_o は流入部流速であり， $Re(r=r_o)$ は流入部のレイノルズ数であり，

$$Re(r=r_o) = \frac{2tV_o}{\nu}$$

である．

式(4.89)に示される摩擦損失項に対する慣性力項の比を最大にする流入部のレイノルズ数は限界レイノルズ数であり，ここでは4．3で評価された限界レイノルズ数とし $Re(r=r_o)=1000$ とする．よって，式(4.89)について割れ目幅をパラメータとし，浸透先端半径と摩擦損失項に対する慣性力項の比の関係は付録図－4．3．1に示す通りである．この図より，慣性力の影響は浸透先端半径が小さい時は大きい，浸透先端半径が大きくなるにつれ急速に小さくなり，4．3の実験モデル設定間隙幅相当 $t=0.4\text{mm}$ ， $r_e=50\text{cm}$ では慣性力項は摩擦損失項の1/10程度である．原位置試験では影響半径はより大きくなることから，慣性力の影響はさらに軽減すると推察される．



付録図－4.3.1 慣性力項の影響度試算結果

参考文献

- 1)建設省河川局監修：ルジオンテスト技術指針・同解説，（財）国土開発技術研究センター，1984.
- 2)角江俊昭，久保田克寿，萩原義孝：ルジオン試験結果の評価について，第25回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集，岩盤力学委員会，pp.471－475，1993.
- 3)角江俊昭，岸裕和，西垣誠：節理性岩盤のルジオン値と透水性の関係とその評価方法，土木学会論文集（投稿中，2002.3 受理）
- 4)吉川秀夫：水理学，技報堂出版，pp.5－6，pp.13－15，pp.83－85，pp.107－140，pp.229－237，1976.
- 5)Louis, C : A study of groundwater flow in jointed rock and its influence on the stability of rock masses, Imperial College, Rock Mechanics Research Report, No.10, pp.1－90, 1969.
- 6)日野幹雄：明解 水理学，丸善，pp.185－187，1999.
- 7)土木学会：水理公式集 [平成11年版]，土木学会，pp.374－375，1999.
- 8)室田明：応用流体力学，共立出版，pp.43－45，1969.
- 9)江口譲：伝熱管上流側の復水器水室に対する流動解析の手法，電力中央研究所研究報告 U00047，2001.
- 10)巽友正：流体力学，培風館，pp.284－287，1982.

第5章. 高粘性流体試験による透水性評価結果に関する理論的考察

5. 1 概説

本章においては、開口割れ目を有する実岩盤に対して実施した高粘性流体試験ならびにルジオン試験に関して、その結果得られる両者間に見られる較差について、岩盤割れ目を平行平板割れ目にモデル化した場合の注入圧力と割れ目内流量に関する理論式（式（4.41））を適用し考察することとした。

まず、基本的検討として、上記理論式によりステージ内の割れ目本数をパラメータとし、注入圧力と流量の関係を試算した結果について評価した。乱流損失および流入部損失が透水性評価に与える影響について定量的に示した。

次に、当社揚水発電所の上部ダムサイト3地点（T, K, S）で実施した高粘性流体試験結果を集約し、ルジオン試験結果との較差について分析した。また、各ステージの測定結果に基づき、限界レイノルズ数や割れ目幅の水理的な有効度について評価した。

さらに、以上の検討結果を踏まえ、ルジオン試験結果と高粘性流体試験結果の関係について、上記理論式による試算を行い、実測データと比較によりその有効性を評価した^{1)~4)}。

5. 2 提案式に基づくルジオン試験時の注入圧力と流量の関係想定

第4章の実験的検討により、今回提案した平行平板割れ目間の放射流に関する注入圧力と注入流量の関係式（4.41）の適用性を確認した。この関係式は水の粘性係数 μ と限界レイノルズ数 Re_{cr} を与えれば、割れ目幅 t と乱流状態に関する指数 m に依存した関係となっており、層流状態での透水性に対応する割れ目幅を設定すれば、その透水性に相当する注入圧力（ P_o ）と注入流量（ Q ）関係が指数 m をパラメーターとして得られる。

まず、透水試験区間に n 本の割れ目が存在すると仮定する。各割れ目の割れ目幅を t_i 、透水係数を k_i とすれば試験区間長 L での平均透水係数 k_n は次式で表される。

$$k_n = \frac{\sum k_i t_i}{L} \quad (5.1)$$

式 (3.4) より, Darcy 則に基づき各割れ目の透水係数は次式で表される.

$$k_i = \frac{gt_i^2}{12\nu} \quad (5.2)$$

式 (5.1), (5.2) より, 試験区間平均透水係数 k_n は次式で表される.

$$k_n = \frac{g}{12\nu L} \sum t_i^3 \quad (5.3)$$

なお, 試験区間長 (1 ステージ) は通常 $L=5\text{m}$ である.

ここで, 割れ目 n 本が等幅 t であるとすれば,

$$k_n = \frac{ngt^3}{12\nu L} \quad (5.4)$$

よって, 割れ目幅 t について解き,

$$t = \sqrt[3]{\frac{12k_n\nu L}{ng}} \quad (5.5)$$

例えば, 100 ルジオン ($k_n=1.3\times 10^{-3}\text{cm/s}$ に相当; 試験区間が 5m の場合では 1 ルジオン $\equiv 1.3\times 10^{-5}\text{cm/s}$) に対応する, 1~10 本の等幅な割れ目幅に関して式 (5.5) により算出したところ, 図-5.2.1 に示す通りとなった. 実際の岩盤においては微細な割れ目でも本数が多くなれば大きな透水性を示すことが考えられるが, 節理性岩盤においては往々にして卓越する開口幅を有する割れ目が存在する場合が多い. その場合には式 (5.3) より試験区間の透水性は割れ目幅の 3 乗和に比例するため, 節理性岩盤における透水性は卓越する開口幅を有する割れ目に支配されると考えられる.

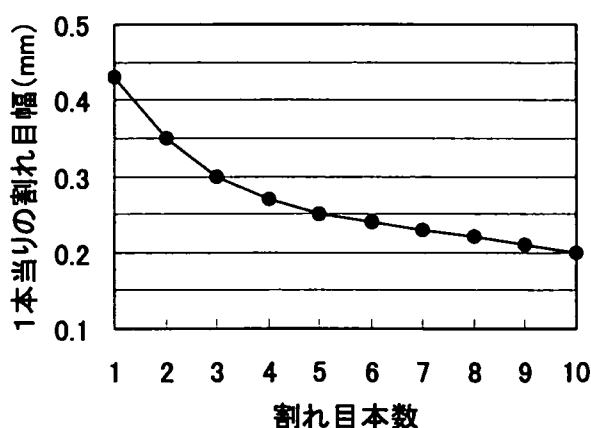
次に, 100 ルジオンの透水性を有するある本数の等幅の割れ目系 ($t_1, t_2, \dots, t_i, \dots, t_n$) を仮定し式 (5.41) により各割れ目ごとに注入圧力 P_0 に対応する流量 $q_i (=Q/n)$ を算出した結果について, 注入圧力 P_0 と単位注入流量 $Q/L = \sum q_i/L$ の関係を整理した結果は図-5.2.2 に示す通りである. この図によれば, 注入圧力の増分に対する流量の増分は徐々に小さくなる (逐次流量減少) 傾向が認

められる。この傾向は注入圧力の増加に伴い、式 (5.41) に示す割れ目流入部での圧力損失および乱流による圧力損失が増大することによるためと考えられる。

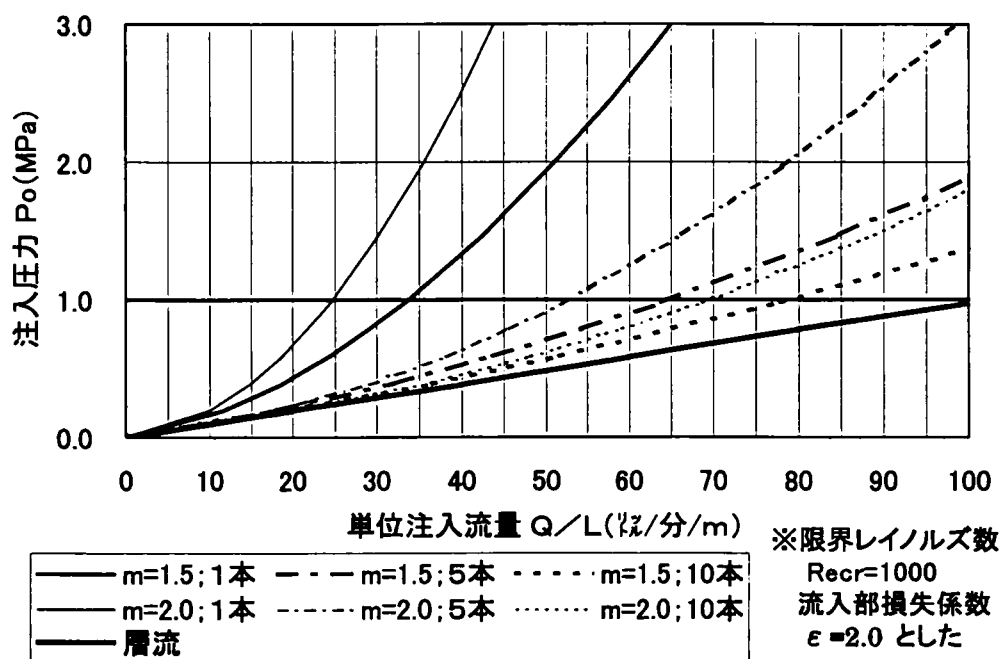
また、図－5.2.2より、同じ透水性の割れ目系であっても割れ目本数が多く割れ目幅が小さな割れ目系ほど注入圧力 1.0MPa(10kgf/cm²)での単位注入流量すなわちルジオン値は大きくなること、乱流状態に関する指数 m が 2 に近づくほど乱流の影響が大きくなりルジオン値は小さくなることが示される。第4章の岩盤割れ目に対する実験結果より、割れ目幅が 0.3mm 程度における乱流状態に関する指数は $m=1.5$ 程度と評価されたが、この場合では割れ目を 1 本として 33 ルジオン、割れ目を 10 本として 78 ルジオンと、層流状態でのルジオン値 (100 ルジオン) に対して過小評価される傾向が同図から読みとれる。

さらに、考慮する圧力損失により透水性がどのように変化するのか試算した結果を図－5.2.3に示す。これによれば、試験区間の透水性が層流状態で 100 ルジオンのケースについてその変化の度合いをみると、流入部損失のみ考慮することで 1/2 以下、さらに乱流損失をも考慮することで 1/4 以下となる。なお、層流状態でのルジオン値 10～10000 ルジオンの各ケースについて同様に試算した結果を第5章付録－1に示す。

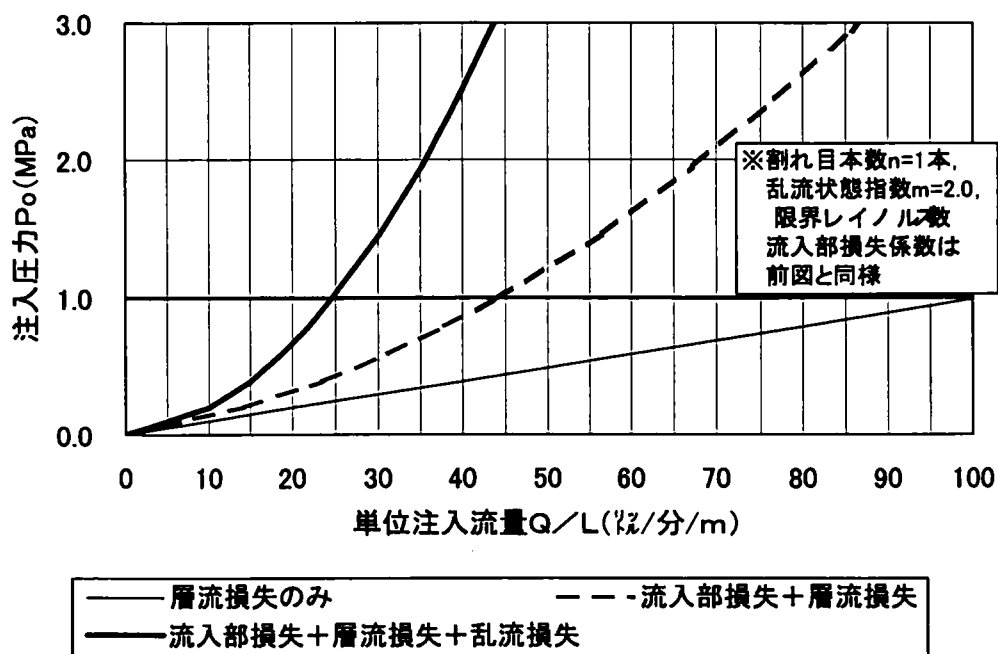
以上式 (4.41) を適用し試算した結果、ルジオン試験結果 (ルジオン値) は、流入部損失に加え乱流損失の影響により、層流状態の透水性に比べて著しく過小に評価されることが明らかとなった。



図－5.2.1 割れ目本数と割れ目幅 (等幅) の関係
(100ルジオン; $k_a=1.3 \times 10^{-3}$ cm/s相当)



図－5.2.2 割れ目本数（等幅）と乱流状態に関する指数による透水性の変化（層流時100ℓ/分の場合）



図－5.2.3 圧力損失に関する評価の違いによる透水性の変化（層流時100ℓ/分の場合）

5. 3 高粘性流体試験による層流状態での透水性評価

4章の検討結果を踏まえ、前節では原位置で実施するルジオン試験によるルジオン値は乱流の影響を受けるため層流状態の透水性に比べ過小評価される可能性があることを理論的に示した。よって、2. 5に述べた粘性の高い流体を使用し試験時の岩盤割れ目内の流れを層流状態とした透水試験（高粘性流体試験）を原位置において実施し、その結果について考察することとした。

5. 3. 1 試験方法

試験については山口らにより提案されている試験方法⁵⁾と基本的に同様とし、以下の要領で試験を実施した。

試験設備の構成は図-5.3.1、試験の実施フローは図-5.3.2に示す通りである。試験手順を次に述べる。

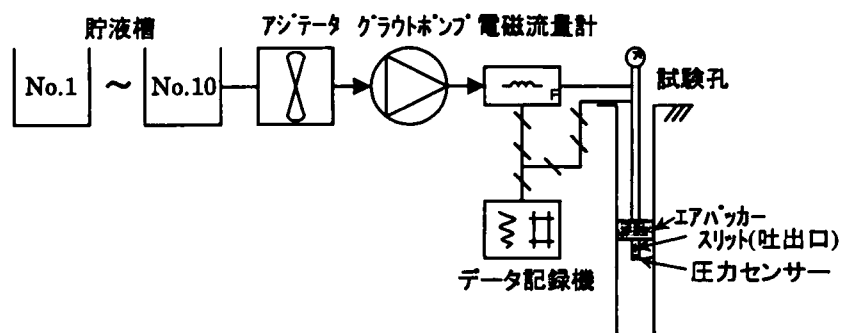
- ①ボーリング孔1ステージ（5 m）削孔毎に、水によるルジオン試験を実施。
- ②低粘性段階の粘性流体から高粘性流体試験を実施。注入圧力は、水でのルジオン試験結果に基づき設定。
一定圧力安定の後、流量安定（5分間以上）を計測し、次段階の高粘度粘性流体による注入試験に移る。このサイクルを最高段階の粘度まで繰り返す。
- ③次ステージのボーリングに移り、試験①②を最終ステージまで繰り返す。
- ④最終ステージの試験終了後、ボアホールテレビによる孔内観察を実施。（開口割れ目に関する分布・幅・性状を重点的に観察）

上記試験手順に関し、透水試験（ルジオンテスト）は、前出の「ルジオンテスト技術指針・同解説」に準じて実施した。試験圧力段階は、試験中岩盤に変形を発生させないように予想される限界圧力以下とし、乱流状態を確認するため低圧力段階を重点的に測定することとした。また、低圧力段階での測定精度を向上させるため、孔内圧力は圧力センサーをロッド先端部に取り付け直接測定した。さらに、ポンプの吐出能力は実質最大100 ㎤/分程度であり、高透水性ステージの場合に目的の圧力まで昇圧できず測定点が少なくなることを考慮し流量に対する制御段階を設けた。表-5.3.1に透水試験圧力・流量段階仕様を示す。測定は、圧力、流量の安定を確認した上で原則10分間とした。

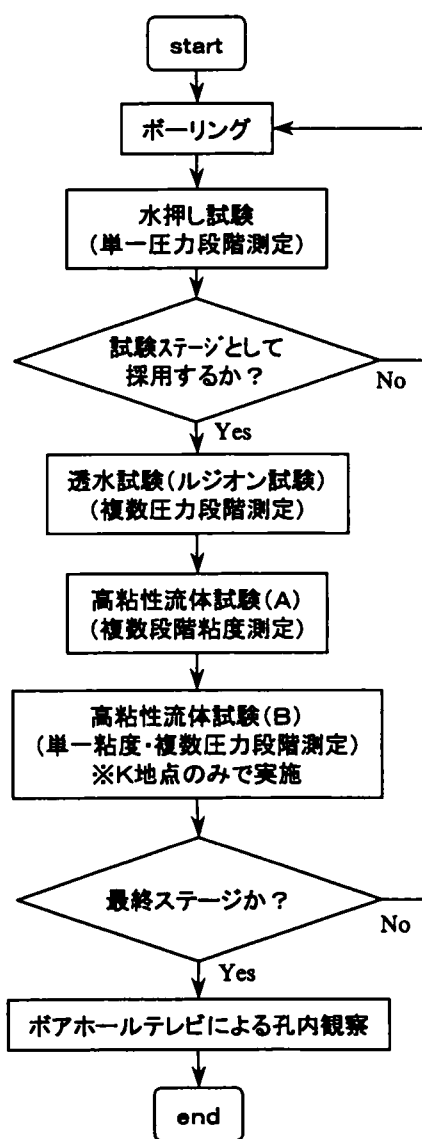
高粘性流体試験については、圧力一定の下で表-5.3.2に示す通り流体粘度を段階的に増加させながら注入流量を測定した。また、K地点においては、いくつかのス

テージを抽出して粘度一定の下圧力を段階的に変化させ注入流量を測定する試験を実施した。(以降, 前者の試験を高粘性流体試験 (A), 後者の試験を高粘性流体試験 (B) とする.)

なお, 試験に用いた高粘性流体はメチルセルローズ系の SC-600 である. 使用粘度はニュートン流体の補償範囲である 1000cP 以下とし, 粘度測定はB型粘度計を用いて行った.



図－５．３．１ 試験設備の構成



図－５．３．２ 試験実施フロー

表－5.3.1 透水試験圧力段階

試験段階		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
T地点	圧力(MPa)	0.05	0.10	0.15	0.20	0.25	0.30	0.40	0.50	0.10	0.05
	流量(ℓ/分/m)	3.0	5.0	6.0	8.0	9.0	10.0	13.0	20.0	3.0	5.0
K地点	圧力(MPa)	0.02	0.05	0.10	0.15	0.20	0.30	0.50	1.0	0.3	0.1
	流量(ℓ/分/m)	3.0	5.0	6.0	8.0	9.0	10.0	13.0	20.0	10.0	5.0
S地点	圧力(MPa)	0.05	0.10	0.15	0.20	0.25	0.30	0.20	0.10		
	流量(ℓ/分/m)	3.0	5.0	6.0	8.0	9.0	10.0	8.0	5.0		

表－5.3.2 高粘性流体試験(A)粘性段階

温度番号	No.1	No.2	No.3	No.4	No.5	No.6	No.7	No.8	No.9	No.10
T地点	10	20	40	80	160	320	640			
K地点	3	5	10	20	40	80	160	320	640	1000
S地点	10	20	40	80	160	320	640			

5.3.2 試験結果解析方法

高粘性流体試験により得られた注入圧力 (P_o) と流量 (Q) の関係について、層流状態にある場合には次式に示す関係にあると考えられる。

$$Q = \frac{C_1}{\mu} P_o \quad (5.6)$$

ここで、 μ は流体の粘度、 C_1 は定数である。

高粘性流体試験 (A) については圧力が一定であるため、層流状態において次式の関係となる。

$$\log Q = C_2 - \log \mu \quad (C_2 = \log C_1 P_o) \quad (5.7)$$

ここで、 C_2 は定数である。

よって、高粘性流体試験 (A) 結果の整理については、図－5.3.3に示す通り横軸を流体粘度、縦軸を測定流量 (ℓ/分/ステージ) とする両対数グラフに測定結果をプロットする。この時、一般的には低粘度での測定点は曲線的に並ぶが、高粘度になれば測定点は傾きが -45° の直線上に並ぶものとなる。よって、直線上にあると認

められる測定点に最もフィッティングする傾きが -45° の直線の切片（式（5.7）の定数 C_2 ）を求める。

これで、当該ステージにおける層流状態での粘度と流量の関係式が求められたことになるため、水の粘度を代入し流量を求める。

$$Q_w = 10^{(C_2 - \log \mu_w)} \quad (5.8)$$

ここで、 Q_w は水の層流状態での流量、 μ_w は水の粘度である。

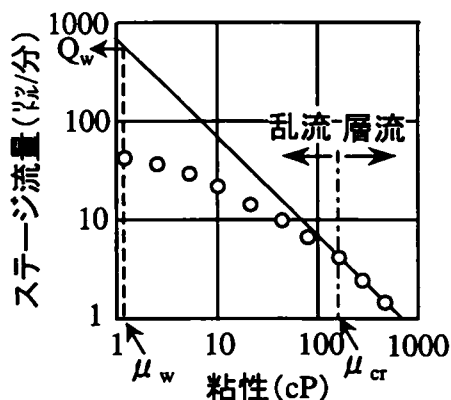
この水の流量から次式によりルジオン値を求める。

$$Lu_2 = \frac{0.98 Q_w}{P_o L} \quad (5.9)$$

ここで、 Lu_2 は水の層流状態でのルジオン値であり、圧力（ P_o ）の単位はSI単位系[MPa]とする。

以上より求められるルジオン値は、水が岩盤の中を層流状態で流れる場合の透水性を表していると考えられる。また、後述する通り、直線上にある最低粘度点（図－5.3.3中粘度 μ_{cr} ）の測定流量により乱流・層流境界のレイノルズ数（以降「限界レイノルズ数」とする）を求めた。

次に、高粘性流体試験（B）については、試験（A）において層流状態を確認した粘度の流体を用いて実施するため、式（5.6）の関係が成立する。よって、横軸を流量、縦軸を注入圧力としたグラフに測定結果をプロットする。この図より、注入圧力が $P_o=1.0\text{MPa}$ （ 10kgf/cm^2 ）の測定流量あるいは外挿して求めた当該圧力の流量について、粘性比換算を行い水のルジオン値を求め試験（A）の値と比較した。



図－5.3.3 高粘性流体試験(A)結果の解析

5. 3. 3 試験結果とその分析

今回試験を実施した地点は、いずれも我が国の節理性岩盤のサイトであり、各地点ごとの岩種ならびに試験数は次の通りである。

T地点：輝石安山岩（第四紀），7ステージ

K地点：角礫岩（新第三紀），9ステージ

S地点：細粒凝灰岩（第三紀），4ステージ（計20ステージ）

試験を実施した地点（T，K，S地点）は、いずれも当社揚水発電所の上部ダムサイトである。各地点に関するボーリングコアの一例について写真－5.3.1に示す。

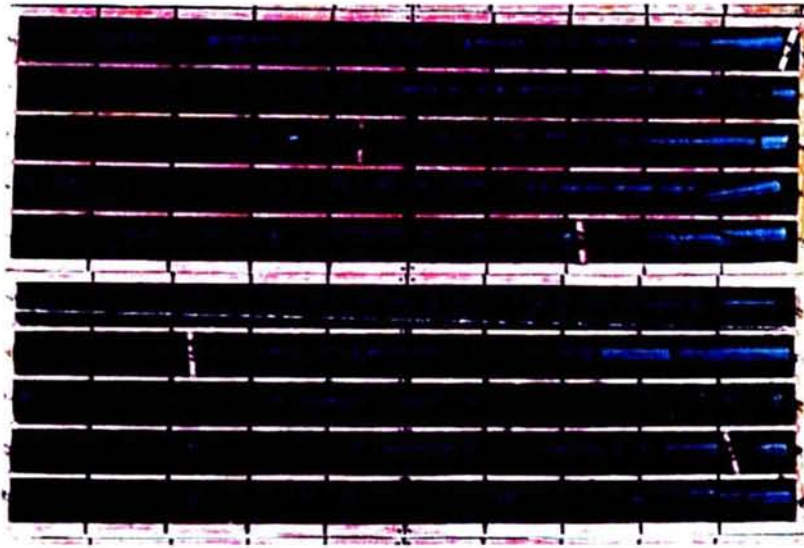
T地点試験箇所には、第四紀の輝石安山岩が分布する。ボーリングコアの観察によれば、岩質は堅硬で割れ目が10～20本/mと多く認められ、そのほとんどが安山岩の冷却節理に伴うシャープな開口割れ目である。

K地点試験箇所には、新第三紀の花崗閃緑岩や安山岩から成る角礫岩が分布する。ボーリングコアの観察によれば、岩質は堅硬で割れ目は5本程度/m認められ、その半数程度が冷却節理に伴うシャープな開口割れ目である。

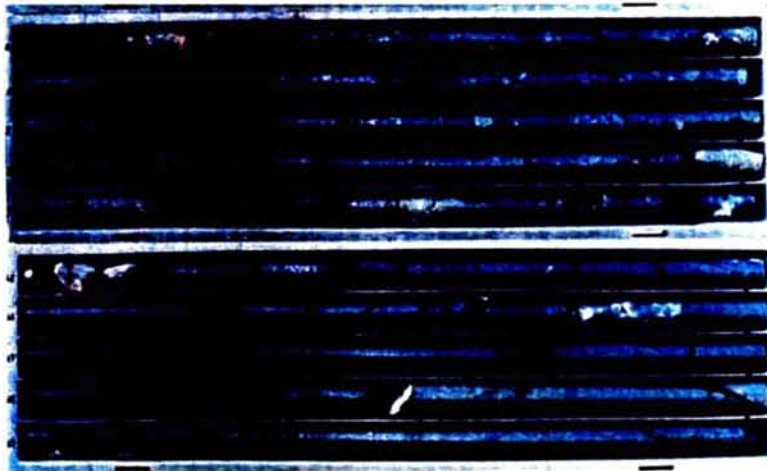
S地点試験箇所には、第三紀の細粒凝灰岩が分布する。ボーリングコアの観察によれば、岩質は概ね硬質であるが熱水変質を受けて割れ目と岩芯の区別がつかない碎片状部の存在が多い。このため明瞭な割れ目として認識できるのは2～3本/m程度であり、その半数程度が開口割れ目である。

代表的なルジオン試験結果および高粘性流体試験結果の例について、図－5.3.4，図－5.3.5に示す。また、試験結果例を示したステージについてボアホールテレビ観察結果によるステージ内開口割れ目幅度数分布を図－5.3.6に示す。他のステージの試験結果および開口割れ目幅度数分布については第5章付録－4に示す。

〈T地点 ;B-3-2~3st〉



〈K地点 ;B-38-13~14st〉

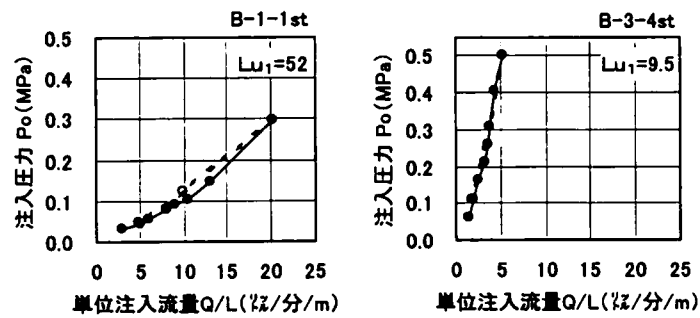


〈S地点 ;B-2-2~3st〉

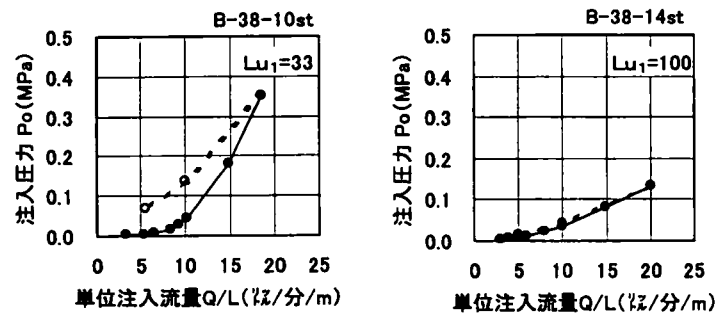


写真-5.3.1 各地点のボーリングコア例

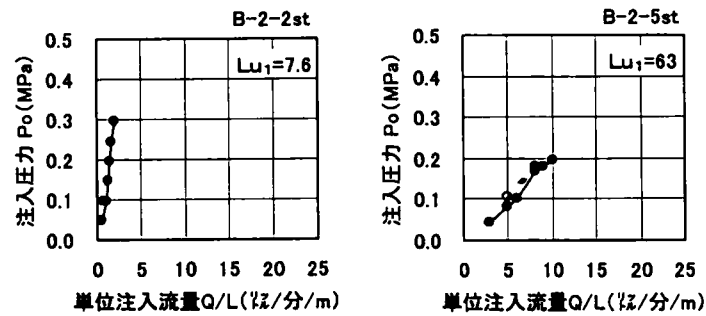
〈T地点〉



〈K地点〉



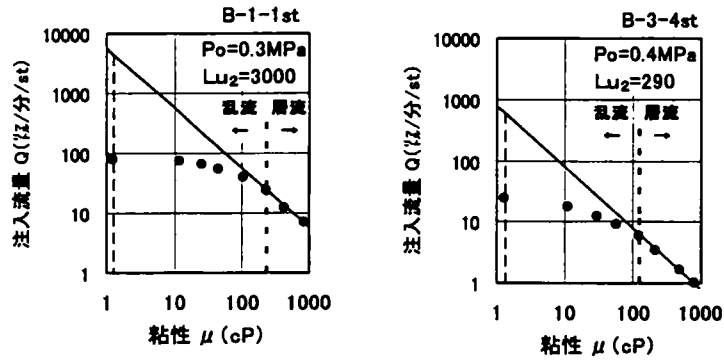
〈S地点〉



図－5.3.4 ルジオン試験結果例

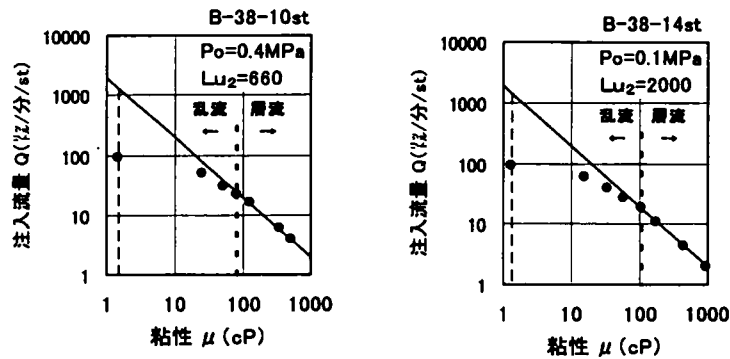
〈T地点〉

試験(A)

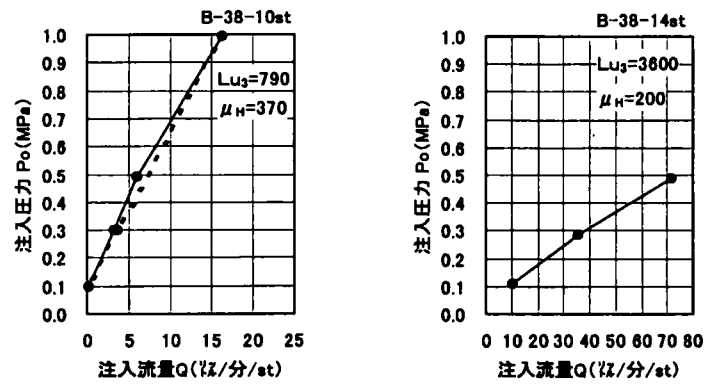


〈K地点〉

試験(A)



試験(B)



〈S地点〉

試験(A)

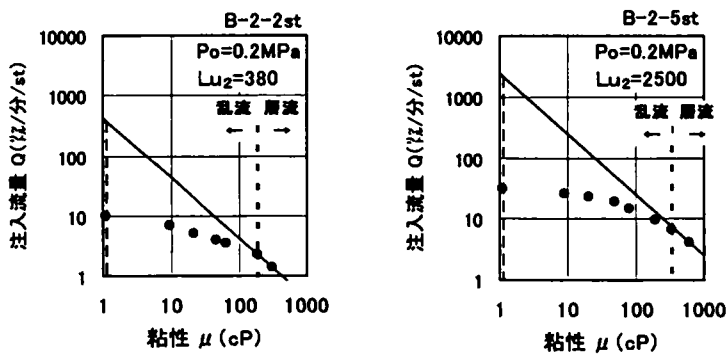
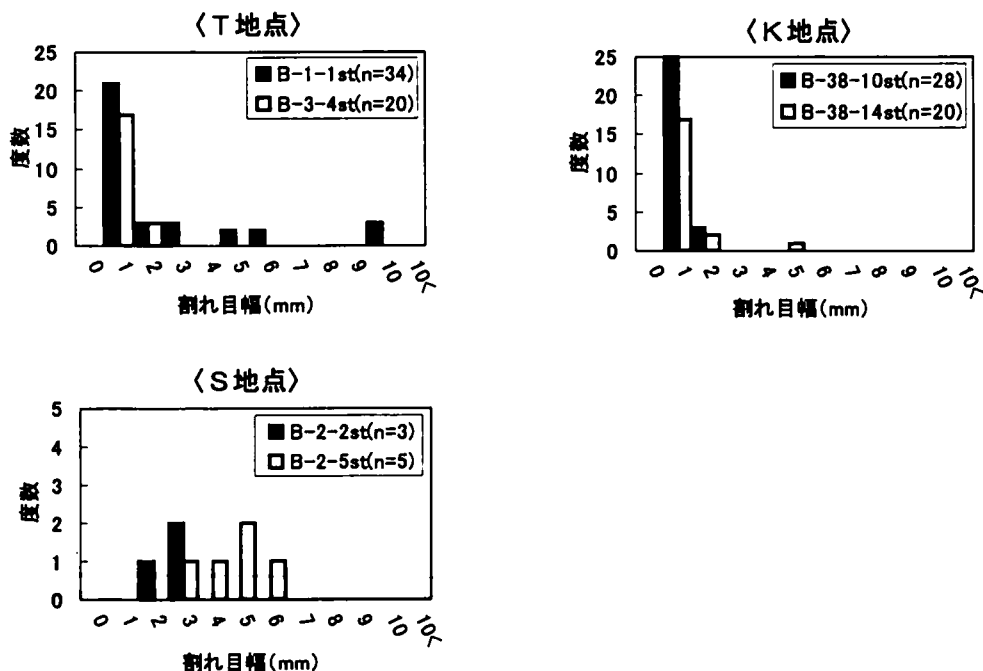


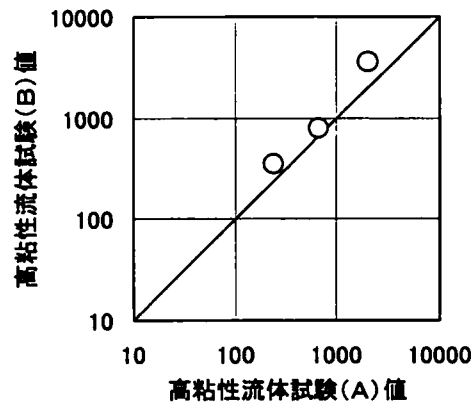
図-5.3.5 高粘性流体試験結果例



図－5.3.6 開口割れ目幅の度数分布

ルジオン試験結果（図－5.3.4）に関しては、横軸を単位注入流量 Q/L (ℓ/分/m)、縦軸を注入圧力 P_o (MPa) とした図において、下に凹の関係（逐次流量減少型）が認められることから、圧力の上昇に伴い乱流の影響を受けていると考えられる。ここでのルジオン値 (Lu_1) は高圧部 2 点を結ぶ直線を 1.0MPa まで外挿して求めたものである。

次に、ルジオン試験後同ステージにおいて引き続き実施した高粘性流体試験結果（図－5.3.5）に関し、試験（A）の結果については粘性 μ が増加するに従い $\log Q - \log \mu$ 関係が 45° の直線関係に近づく。この直線を外挿して水の粘性における注入流量を算出することにより、水の場合の層流状態でのルジオン値 (Lu_2) を求めた。また、後述するように、この直線関係にある最低粘度点から限界レイノルズ数を推定することとした。試験（B）については試験（A）で層流状態を確認した粘性をもって実施しており、圧力と流量の関係には直線関係が認められ、図－5.3.7 に示す通り試験（A）（B）の結果はほぼ同等であることから、層流状態での測定であったと考えられる。

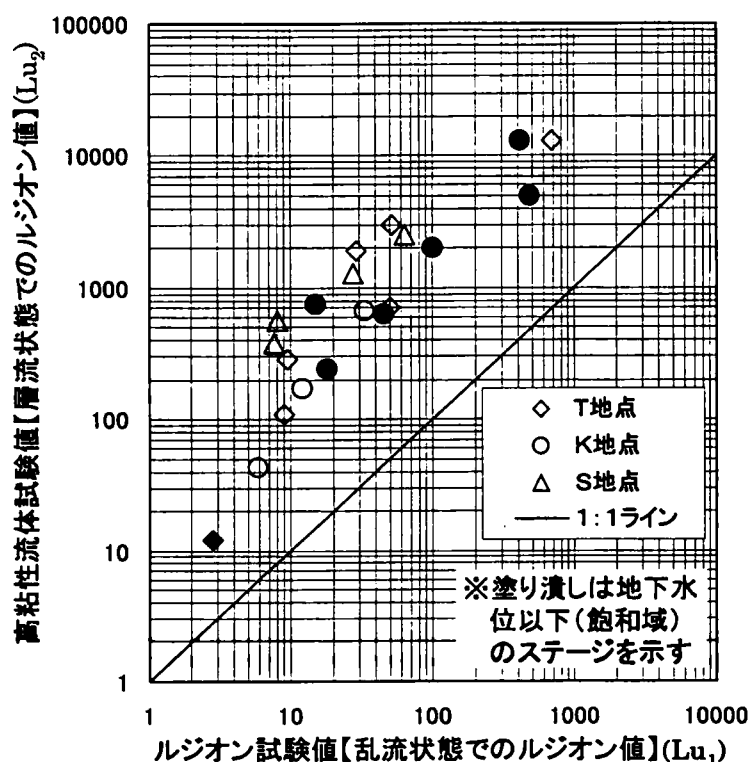


図－5.3.7 高粘性流体試験(A)(B)結果の比較

また、各ステージのボアホールテレビ観察を実施した結果に基づく開口割れ目幅度数分布(図－5.3.6)に関し、例えばT地点 B-1-1 ステージでは幅 10mm に達する大きな開口幅を有する割れ目が存在した。このステージの高粘性流体試験による層流状態でのルジオン値（以下「高粘性流体試験値」とする）は 3000 であり、ルジオン試験によるルジオン値（以下「ルジオン試験値」とする）52 の約 60 倍もの大きさである。他の高粘性流体試験値が 1000 を超えるステージ（K 地点 B-38-14 ステージ，S 地点 B-2-5 ステージ）においても、幅数 mm の比較的大きな開口割れ目が存在しており、高粘性流体試験値はルジオン試験値の数十倍の大きさである。

このような高粘性流体試験値とルジオン試験値との間に見られる大きな差は、例示したステージ以外にも確認された。今回試験を実施した 3 地点に関するルジオン試験値と高粘性流体試験値の関係は図－5.3.8 に示す通りであり、高粘性流体試験値はルジオン試験値に比べおよそ数倍から数十倍大きい。特に、ルジオン試験値が大きくなるほど両者間の乖離が大きくなる傾向が認められる。ただし、ルジオン試験値が 20 を超えるとその乖離度は広がらない傾向も読み取れる。

これは 5.2 で論及した通り、ルジオン試験値は流入部損失および乱流損失の影響により層流状態での透水性に比べ過小評価されているものと考えられる。このようなルジオン試験値と高粘性流体試験値の乖離傾向については山口らによっても報告されている^{6) - 10)}。



図－5.3.8 ルジオン試験値と高粘性流体試験(A)値の関係

また、同図には試験を実施したステージが地下水位以下（飽和状態）の場合と地下水位以上（不飽和状態）の場合とを区別して併記した。特に、両者の条件で試験が行われたK地点に着目すると、両者での試験結果に明瞭な差異は認められない。これは、図－5.3.9に地下水位より上位において実施した高粘性流体試験測定例を示すように、地下水位以上のステージであっても試験では流量の安定が十分確認できるまで注入を行うこととしていることから、測定時にはステージ周辺は飽和状態とみなせるものとなっているためと考えられる。

これは、第4章付録－2（傾斜割れ目の透水性について）において論及したように、注入圧力が $0.2 \sim 0.3 \text{ MPa}$ ($2 \sim 3 \text{ kgf/cm}^2$) 程度まで上昇すれば重力の影響はかなり小さくなり、割れ目がボーリング孔と交差するところの潤辺長の変化による影響を考慮しても透水性には大きく影響しないことから上記試験結果は妥当と考えられる。なお、山口らによれば、均質地盤モデルによる数値解析により、地下水以上のステージにおいて透水試験を行った場合の透水性（ルジオン値）は、地下水以下のステージでのそれより最大で3割程度の増加となる¹¹⁾との報告があり、この検討結果と調和的である。

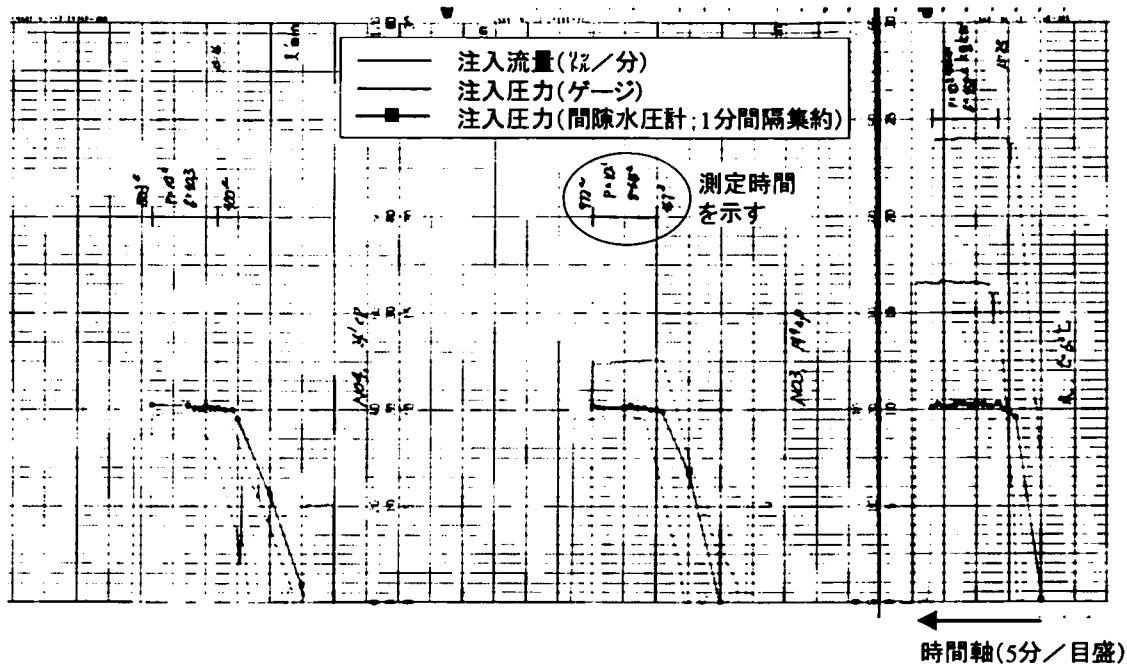
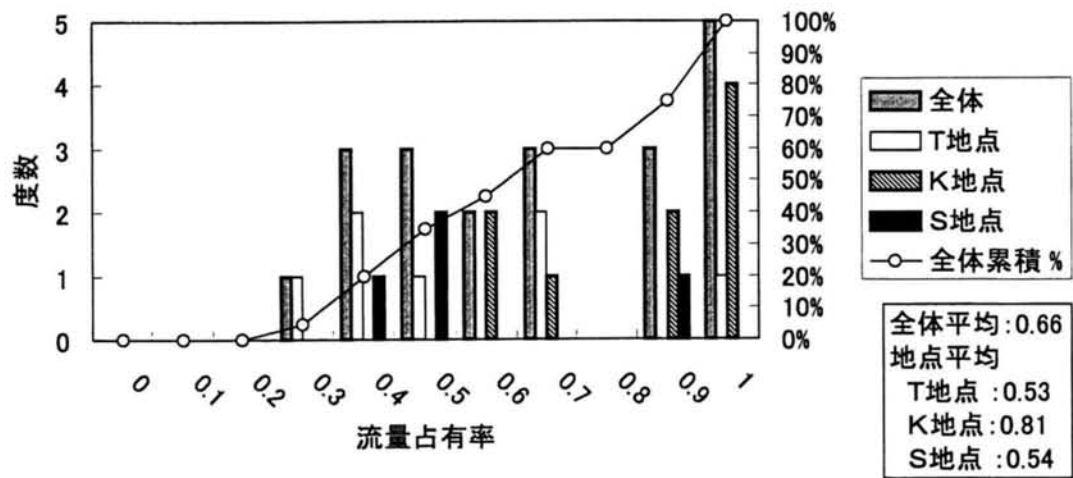


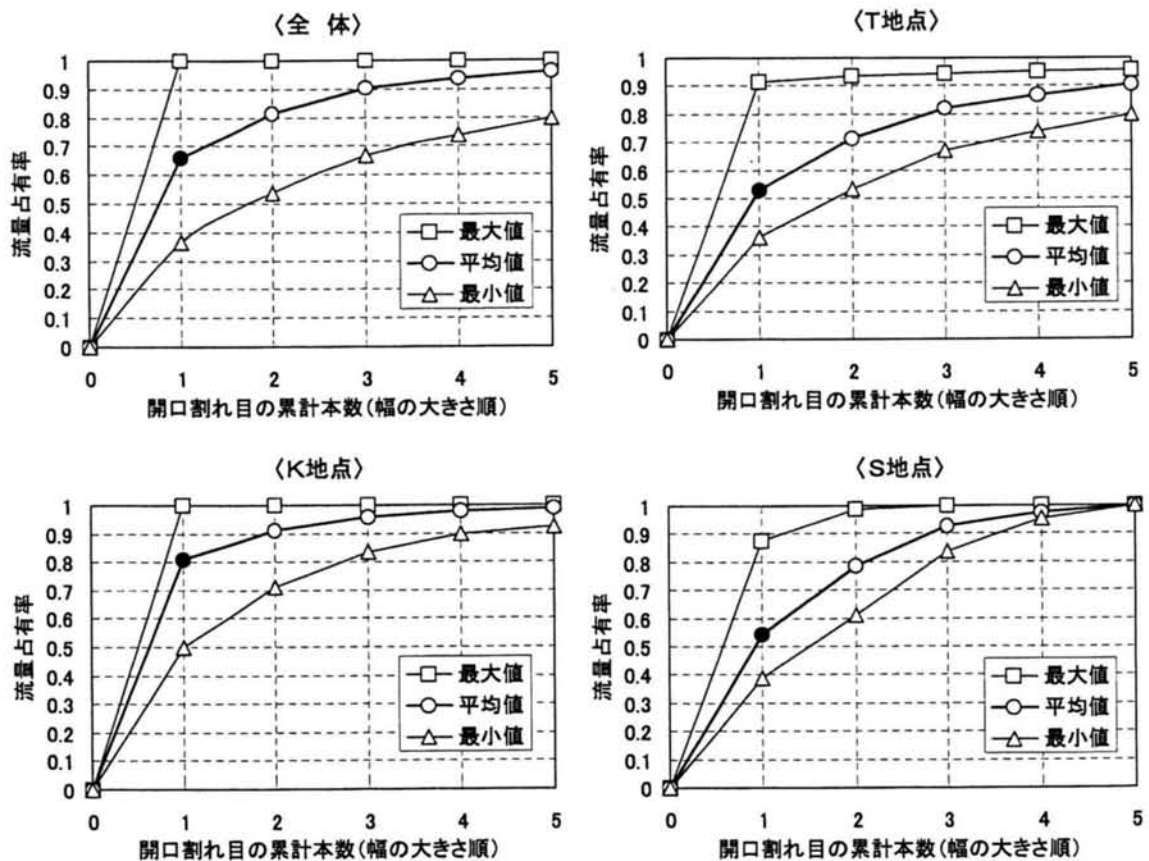
図-5.3.9 高粘性流体試験測定例 (K地点; B-38-9st)

次に、卓越する開口幅を有する割れ目がそのステージの透水性に与える影響について評価する。試験区間の透水性は式 (5.3) の通り割れ目幅の3乗和に比例するため、卓越する開口割れ目が透水性に与える影響について、最大開口割れ目幅 (t_{\max}) の3乗と各割れ目幅の3乗和 ($\sum t_i^3$) の比 ($t_{\max}^3 / \sum t_i^3$) から推定した。

この比を流量占有率として整理した結果は図-5.3.10に示す通りであり、最大幅の割れ目による流量占有率は平均 0.7 であり過半数は 0.5 以上である。また、各ステージごとに割れ目を幅の大きい順に並べ、割れ目幅の3乗和の累計本数を増やしながら流量占有率を整理した結果は図-5.3.11に示す通りであるが、卓越する開口割れ目を上位から3番目までとれば、流量占有率は平均的に 90%に達する。今回試験を実施したステージの地質はいずれも火成岩系で割れ目は比較的シャープでありその連続性も比較的大きいと推定される。上記検討結果により、このような透水性が高い節理性岩盤では、卓越する少数の開口割れ目が試験区間の透水性に大きく影響すると推察される。



図－5.3.10 最大幅開口割れ目に関する流量占有率



図－5.3.11 卓越する開口割れ目の累積流量占有率

また、卓越する開口割れ目はステージにおける流れの状態にも大きく影響すると考えられる。図－5.3.5に示す高粘性流体試験結果について、測定点が高粘度から低粘度になるに従い直線関係から徐々に乖離していく傾向が認められるのは、幅の大きな割れ目から順々に割れ目内の流れが乱流に遷移していくためであると考えられる。したがって、高粘性流体試験結果による乱流と層流の境界点における注入流量の測定値より限界レイノルズ数 $Recr$ を算出する場合、ステージ区間の最大幅開口割れ目に着目し、次に示す前提に基づき求めることとする。

試験において、ステージ最大開口割れ目に乱流が発生したときの条件は次式で表される。

$$\begin{aligned} Recr &= \frac{2t_{max}V_{o(tmax)}}{(\mu_{cr}/\rho_H)} \\ &= \frac{2t_{max}V_{o(tmax)}}{\nu_{cr}} \end{aligned} \quad (5.10)$$

ここで、 t_{max} は最大開口割れ目幅、 $V_{o(tmax)}$ は最大開口割れ目における流入時（平均）流速、 μ_{cr} は図－5.3.3中の乱層流境界の高粘性流体粘度、 ρ_H は高粘性流体の密度、 ν_{cr} は乱層流境界点における高粘性流体の動粘性係数である。

また、最大開口割れ目における流入時流速 $V_{o(tmax)}$ は次式で表される。

$$V_{o(tmax)} = \frac{q_{(tmax)}}{2\pi r_o t_{max}} \quad (5.11)$$

ここで、 $q_{(tmax)}$ は最大開口割れ目内流量である。

ここで、平行平板割れ目の透水度は割れ目幅の3乗に比例することから、開口割れ目内流量は（観察された）割れ目幅の3乗に比例すると仮定すれば、最大開口割れ目内流量は次式で表される。

$$q_{(tmax)} = \frac{t_{max}^3}{\sum t_i^3} Q_{cr} \quad (5.12)$$

ここで、 t_i はステージ内各割れ目幅、 Q_{cr} は乱層流境界でのステージ流量である。

式 (5.10) ～ (5.12) により、限界レイノルズ数は次式で表される。

$$Recr = \frac{Q_{cr}}{\pi \nu r_o} \frac{t_{max}^3}{\sum t_i^3} \quad (5.13)$$

式 (5.13) を用い限界レイノルズ数を求めた結果については図－5.3.12および表－5.3.3に示す通りであり、大きくて130以下の値となり、10以下の値も多い。これは、平行平板間流れに関して一般的な限界レイノルズ数2000¹²⁾に比べかなり小さいものである。これは、岩盤内における流れは水みちとなる割れ目の粗度の影響や分岐・合流および局所閉塞¹³⁾などにより複雑な形態をしていることから、乱流に遷移しやすいためであると考えられる。

また、乱層流境界の粘度により、水を注入した場合に層流状態を維持しうる注入圧力の上限について試算した結果、第5章付録－2に示す通り0.01MPa (0.1kgf/cm²)未滿となった。これは、現状の測定機器（圧力計、圧力・流量制御装置）の管理レベルより小さいことから、ルジオン試験時に層流状態を実現するためには、高粘性流体の使用が不可欠である。

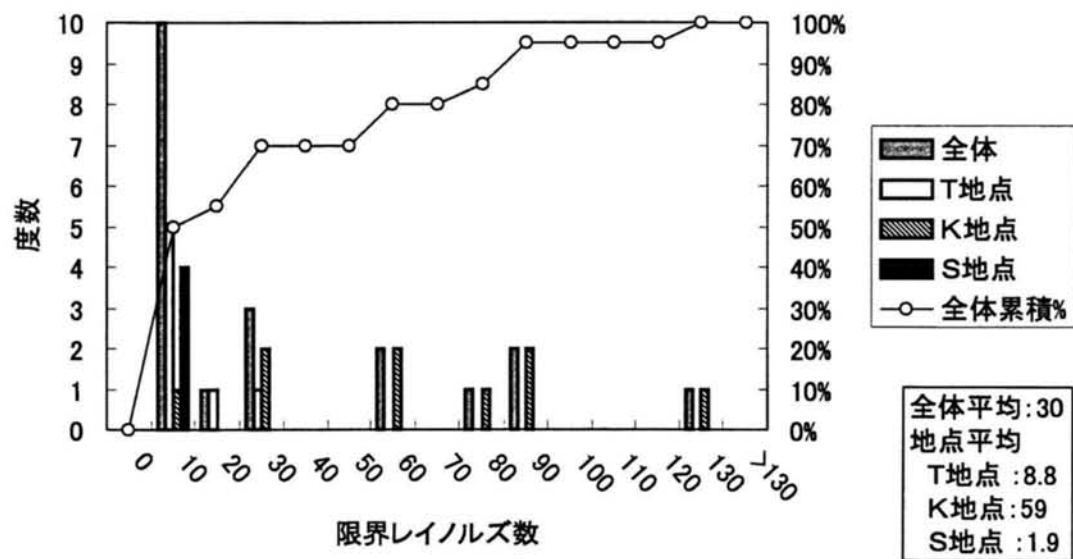


図-5.3.12 限界レイノルズ数に関する度数分布

表-5.3.3 限界レイノルズ数算出結果

地点	ステージ数	限界レイノルズ数範囲	平均値
T地点	7	3.0～28	8.8
K地点	9	6.9～130	59
S地点	4	0.83～2.9	1.9
全体	20	0.83～130	30

次に、割れ目内流量は割れ目幅の3乗に比例することから、この和と透水性（高粘性流体試験（A）値）との関係を評価することとした。

試験区間の平均透水係数は式（5.3）で表されるが、1ルジオン= 1.3×10^{-5} (cm/sec)
 $\eta = \zeta$ とおけば、層流状態のルジオン値（ Lu_2 ）は次式で表される。

$$Lu_2 = \frac{k_n}{\zeta} = \frac{g}{12\nu L \zeta} \sum_i t_i^3 \quad (5.14)$$

いま、各地点の原位置試験データについて、

$$Lu_2 = C_3 \sum_i t_i^3 \quad (5.15)$$

の関係（ C_3 は定数）があるとすれば、式（5.14）から層流状態のルジオン値（高粘性流体試験（A）値）は次式の通り表される。

$$Lu_2 = \frac{g}{12\nu L \zeta} \sum_i \left(\sqrt[3]{\frac{12\nu L \zeta C_3}{g}} t_i \right)^3 \quad (5.16)$$

したがって、割れ目の観察幅に対する水理的に有効な幅の割合（以降「有効幅率」）は、

$$\sqrt[3]{\frac{12\nu L \zeta C_3}{g}} \quad (5.17)$$

と考えられる。

割れ目幅の3乗和と高粘性流体試験値（層流状態でのルジオン値）の関係について、試験ステージデータを整理した結果は、図—5.3.13に示す通りである。これによれば、各地点のプロットはいずれも理論線より下方にある。これは岩盤の割れ目は粗度や幅の局所的な変化のために、水理的に有効な幅は観察幅より小さくなるためであると考えられる。次に、地点ごとに式（5.15）の定数 C_3 をフィッティングした傾向線を求めた。この結果、各地点ごとに傾向線の位置が異なるため、各地点の定数 C_3 から式（5.17）により有効幅率を求めた結果は、T地点：14%、K地点：36%、S地点：17%となった。また、透水性は割れ目幅の3乗に比例することから、3地点の有効幅率から推定される水理的な有効度の範囲は0.3～5%程度と考えられる。渡辺らは水みちネットワークモデルによる解析的検討において、ルジオン試験結果を再現するため

のモデルを検討した結果、割れ目の水理的な有効度は 3%程度¹⁴⁾となったとの報告があり、上記の検討結果はこの結果と調和的であると考えられる。

この有効幅率は各地点の岩盤の性状（割れ目面の凹凸やネットワークの性状など）に関係していると考えられる。ボーリングコア観察結果から想定される各地点の岩盤性状については図-5.3.14に示す通りである。T、K地点は火成岩であり、割れ目は冷却節理からなるものが多い。冷却節理は、図-3.3.2(2)に示すT地点で採取したボーリングコアの割れ目面凹凸計測結果からもわかるように、凹凸が少なくシャープな割れ目である。K地点の有効幅率は他地点に比べ大きいのが、これは割れ目がシャープであり、図-5.3.15に示す通り割れ目本数が少ないステージがあることから、割れ目のネットワーク（交差）が少ないため、割れ目内流れが受ける抵抗が比較的小さいことが要因であると考えられる。また、T地点の有効幅率がK地点に比べ小さいのは、割れ目は同様にシャープであるが割れ目本数が多いことから考え、ネットワーク（交差）が密であり割れ目内流れが受ける抵抗が大きくなるためと考えられる。S地点は堆積岩であり、ボーリングコアに碎片状部が多いことから割れ目がシャープでなくまた狭在物も多いため割れ目内流れが受ける抵抗が大きくなり、有効幅率が小さくなったと考えられる。

また、この有効幅率の大小関係は、図-5.3.12に示す通り、限界レイノルズ数に関し、K地点が他の地点より大きい傾向にあり、S地点が最も小さくT地点がその中間的であることと関連していると考えられる。

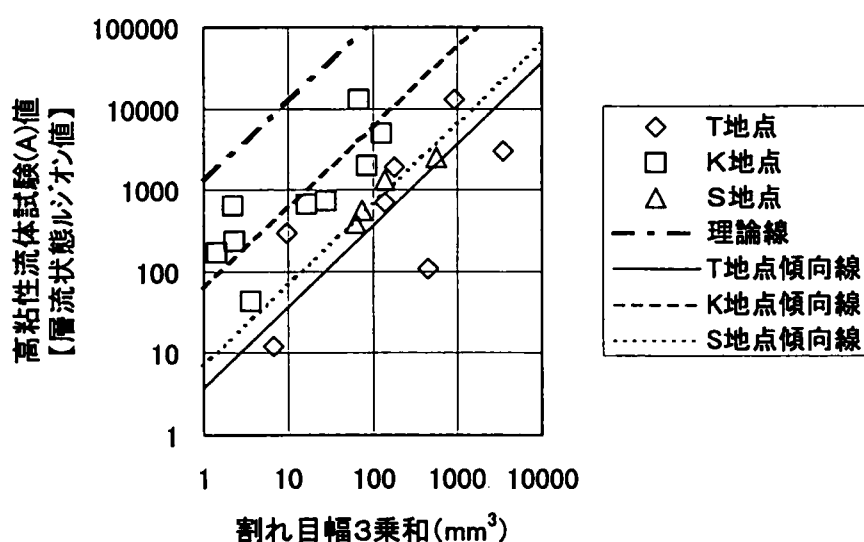
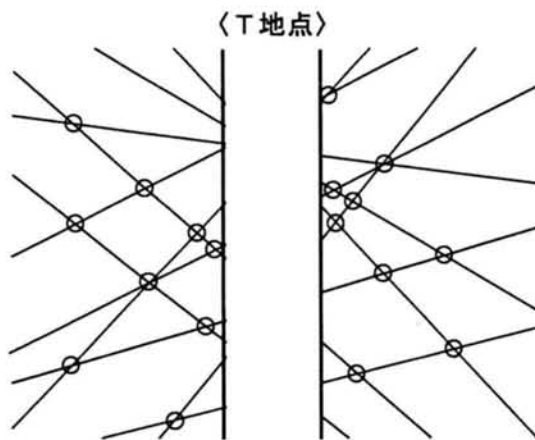
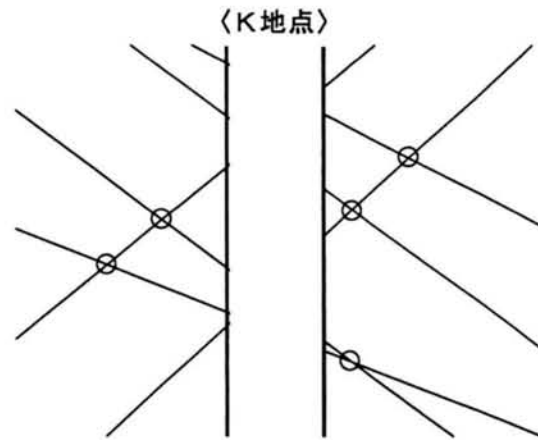


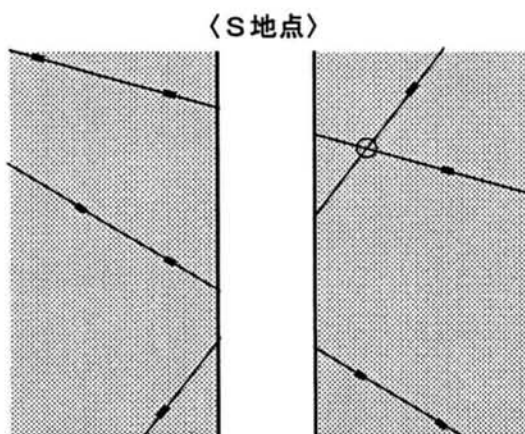
図-5.3.13 割れ目幅の3乗和と高粘性流体試験(A)値の関係



割れ目は安山岩の冷却節理でありシャープで連続性が発達している。また、割れ目密度が高いため、割れ目同士が交差しあう結節点が多い。そのため、割れ目内流れが受ける抵抗が大きくなると考えられる。



花崗閃緑岩や安山岩から成る角礫岩の割れ目に関し、安山岩部では冷却節理が認められ、T地点同様シャープで連続性が発達している。しかし、割れ目密度は小さいため、割れ目同士が交差しあう結節点は少ない。そのため、割れ目内流れが受ける抵抗は比較的小さいと考えられる。



全体的に熱水変質を受け碎片状部が多く明瞭な割れ目は少ない。そのため、岩盤内流れは碎片間隙および狭在物の多い割れ目内を通ることとなり砂礫地盤中の流れに近いものであることから流れが受ける抵抗は大きいと考えられる。

図－5.3.14 各地点の岩盤性状に関する考察

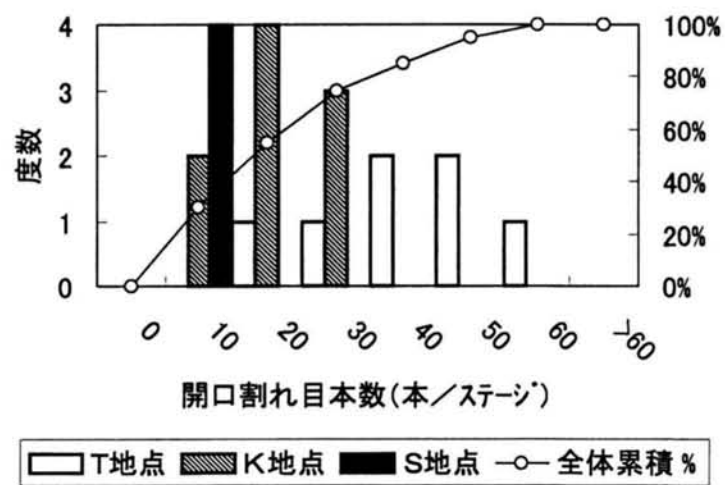


図-5.3.15 ステージ当たり開口割れ目本数度数分布

5. 4 高粘性流体試験結果に関する理論的考察

5. 3. 3で述べた通り，今回の試験ステージの透水性は卓越する開口割れ目により大きく支配され，図－5. 3. 1 1に示す通り，ステージ内の開口割れ目のうち割れ目幅が大きい上位3番目までの割れ目内を流れる流量は，ステージの全流量の平均90%程度を占めると考えられる．

よって，試験ステージの割れ目を平行平板モデルとし，ステージの割れ目を3本と仮定し，層流状態でのルジオン値（高粘性流体試験値）と乱流状態でのルジオン値（ルジオン試験値）との理論的な関係について考察することとした．この時の割れ目幅については，流量占有率の平均値に基づいて（1本目：約66%≒70%，2本目：約16%≒20%，3本目：約9%≒10%として）， $\sqrt[3]{70}:\sqrt[3]{20}:\sqrt[3]{10}$ の比となるように設定した．

乱流状態でのルジオン値の求め方については，まず層流状態でのルジオン値に相当する水理的割れ目幅 t を $n=1$ とし式(5.5)により求め，その t を上述の比により配分する．次に，3本の割れ目それぞれについて，式(4.41)により図－5. 2. 2に示すように注入圧力1.0MPaにおける流量を算出し，それらを合計することにより求めた．

ここで，計算に用いる限界レイノルズ数 Re_{cr} については， $Re_{cr} \leq 10$ であるステージの平均限界レイノルズ数は約5， $Re_{cr} > 10$ であるステージの平均限界レイノルズ数は約50であることから， $Re_{cr}=5, 50$ の2ケースを設定することとした．

また，ルジオン試験では，20ルジオン(20 ㏩/分/m；at 1.0MPa)以上ではポンプ能力(100 ㏩/分/ステージ)により，注入圧力が1.0MPa以下で頭打ちとなるため，この点を考慮し乱流状態でのルジオン値の計算値を次式により換算して補正した．

$$Lu_1' = Q_{max} \times \frac{1.0(MPa)}{P_{max}} \div 5(m) \quad (5.19)$$

ここで， Lu_1' は換算ルジオン値， Q_{max} はポンプ最大流量(100 ㏩/分/ステージ)， P_{max} はポンプ最大流量 Q_{max} に対応する最大注入圧力($\leq 1.0MPa$)であり，式(4.41)より求められる．また，ステージ長は5mである．

以上の条件を設定し，層流状態でのルジオン値と，式(4.41)を適用して求めた乱流状態でのルジオン値との関係について，原位置試験結果による両者の関係と比較した結果は図－5. 4. 1，5. 4. 2に示す通りである．乱流状態に関する指数を $m=1.5$

～2.0 とした場合の計算値が示す範囲は、原位置試験結果の分布範囲と概ね一致する。

同図には各試験ステージごとに試算したルジオン試験時における乱流状態に関する指数（第5章付録-3に示す m の値）を併記した。図-5.4.1に示す $Recr \leq 10$ の場合、 m は 1.5 から 2.0 の範囲にばらつくが、 m をパラメータとした時の整合性は良い。（ m が 2.0 に近いデータは $m=2.0$ とした場合の計算値の近傍にプロットされる傾向が認められる。）図-5.4.2に示す $Recr > 10$ の場合、概ね m は 1.8 から 2.0 とばらつきは少なく、 $m=2.0$ とした計算値と一致する傾向が認められる。

なお、図-5.4.2において計算値の範囲から外れる試験データ（図中○で囲んだプロット）については、最大割れ目の流量占有率（約 97%）が本計算で前提とした平均的な流量占有率（70%）より大きいことが要因であると考えられる。

以上より、ルジオン試験の対象となる岩盤の開口割れ目分布に関し、試験ステージに卓越した開口割れ目が分布する場合については、開口割れ目の性状を把握した上で限界レイノルズ数を適切に設定すれば、今回提案した注入圧力と流量の関係（式（4.41））を用いることにより、ルジオン試験値から層流状態での透水性を概ね推定し得るとの知見が得られたものと考えられる。なお、計算条件として適用する限界レイノルズ数については、個々の地点において高粘性流体試験などを実施し、当該地点の節理性岩盤固有の値を評価することが必要である。

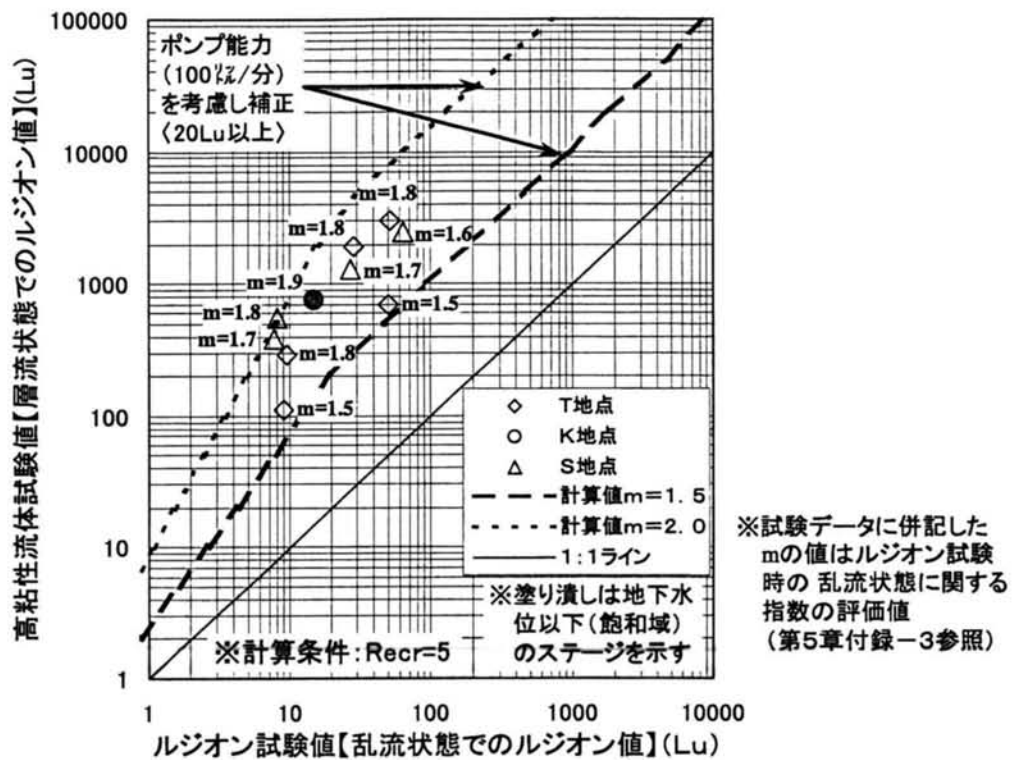


図-5.4.1 ステージ当たり割れ目を3本とした計算値と試験値 ($Recr \leq 10$ のステージ) との比較

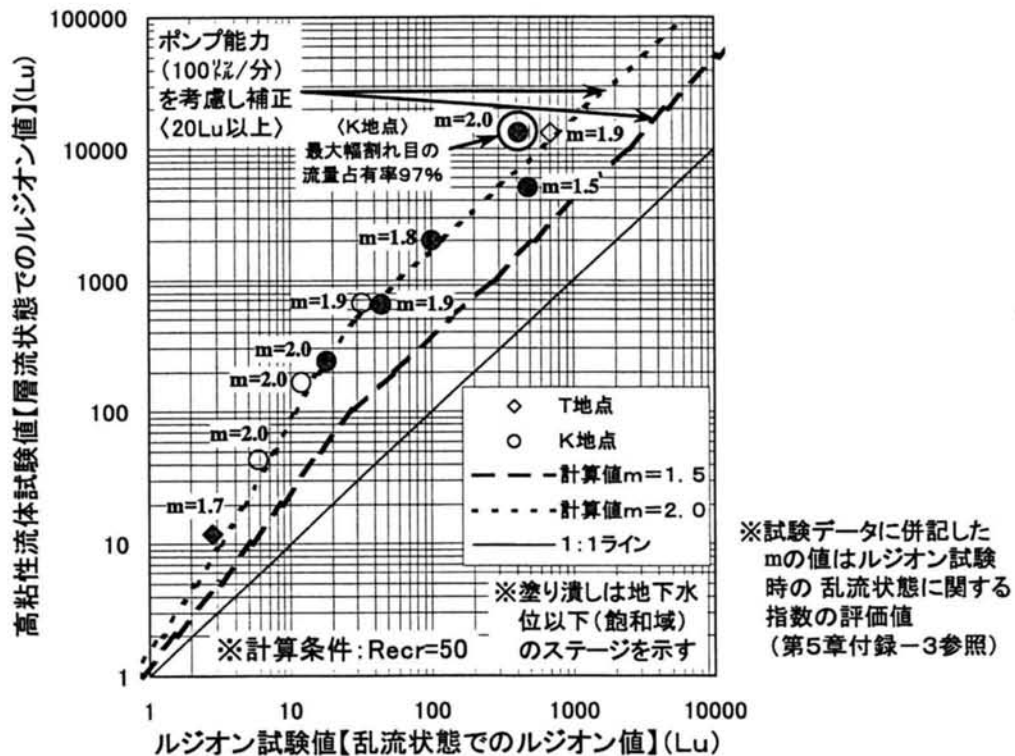


図-5.4.2 ステージ当たり割れ目を3本とした計算値と試験値 ($Recr > 10$ のステージ) との比較

5. 5 まとめ

揚水発電所上部ダムサイトで実施した高粘性流体試験結果について、以下の知見が得られた。

- (1) ルジオン試験値と高粘性流体試験値の間には大きな乖離が見られ、高粘性流体試験によるルジオン値はルジオン試験によるルジオン値の数倍から数十倍大きくなる。
- (2) 地下水位より上位で実施した試験結果と地下水位以下で実施した試験結果との間には有意な差が無い。これは、地下水より上位のステージであっても試験の際には注入圧力と流量が十分安定するまで注入を行うこととしていることから、測定時にはステージ周辺は飽和状態とみなせるものとなっているためと考えられる。
- (3) 高粘性流体試験結果により求められる限界レイノルズ数は10以下のものが多く、最大でも130程度であり、平行平板での一般値(2000程度)に比べかなり小さいものとなっている。

また、同試験結果により水の場合における層流状態が維持される注入圧力について評価した結果、いずれの試験ステージについても 0.1kgf/cm^2 未満となり圧力計測管理レベルを下回ることが判明した。よって、層流状態を維持してルジオン試験を実施するためには、高粘性流体を用いることが不可欠である。

- (4) ボアホールテレビにより観察された割れ目幅のうち、水理的な有効な幅はその1~4割程度であり、地点ごとの岩盤割れ目の性状と関係が深いことが推測される。

また、4. 2で導いた平行平板間放射流モデルにおける注入圧力と流量の関係についての理論式(式(4.41))を適用して、原位置試験結果を評価することを試みた。その結果以下の知見が得られた。

- (5) 試験ステージの開口割れ目が占有する流量割合を評価した結果、卓越する開口幅を有する割れ目数本(3本程度)により、ステージ内流量はほぼ占有されるため、ステージの透水性はこれら卓越する開口幅を有する割れ目により支配されることが明らかとなった。
- (6) 流量占有率が累計平均90%程度となる割れ目本数を設定して、上記理論式を適用し、乱流状態に関する指数 $m=1.5\sim 2.0$ における計算値を求め、これと原

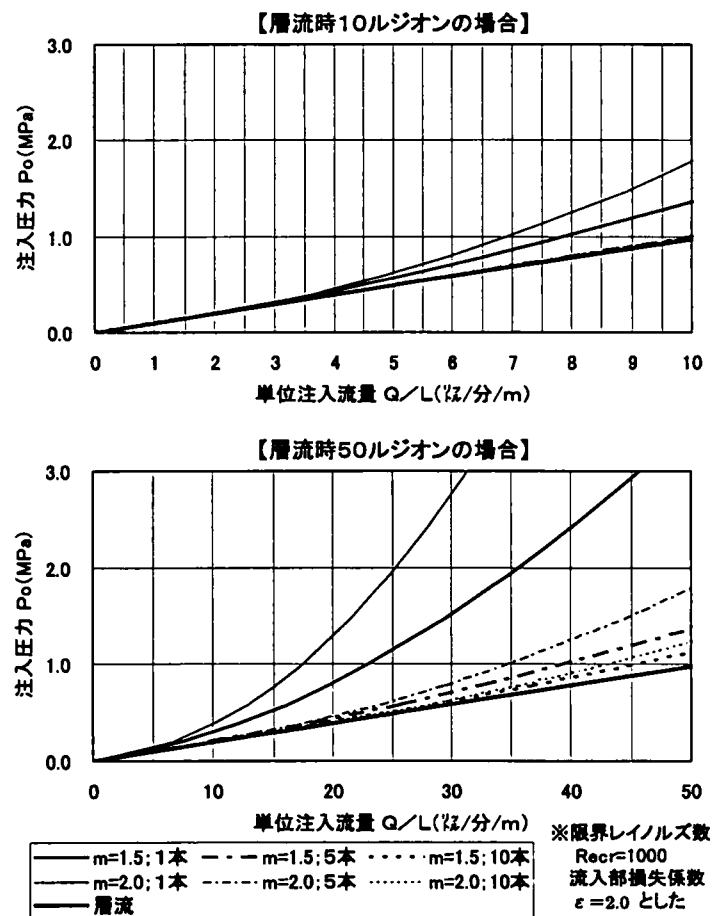
位置試験結果を比較した結果，両者の整合性は高いと認められた．

以上より，開口割れ目を有する高透水性岩盤の透水性評価に関して，高粘性流体試験により層流状態のルジオン値を評価し得ること，また平行平板間放射流モデルによる上記理論式を用いることにより，水を用いたルジオン試験結果から層流状態のルジオン値を推定し得ることが判明した．なお，理論式の適用に当たっては，対象岩盤の割れ目調査による割れ目特性（割れ目幅，割れ目密度）ならびに高粘性流体試験による限界レイノルズ数の把握が必要となる．

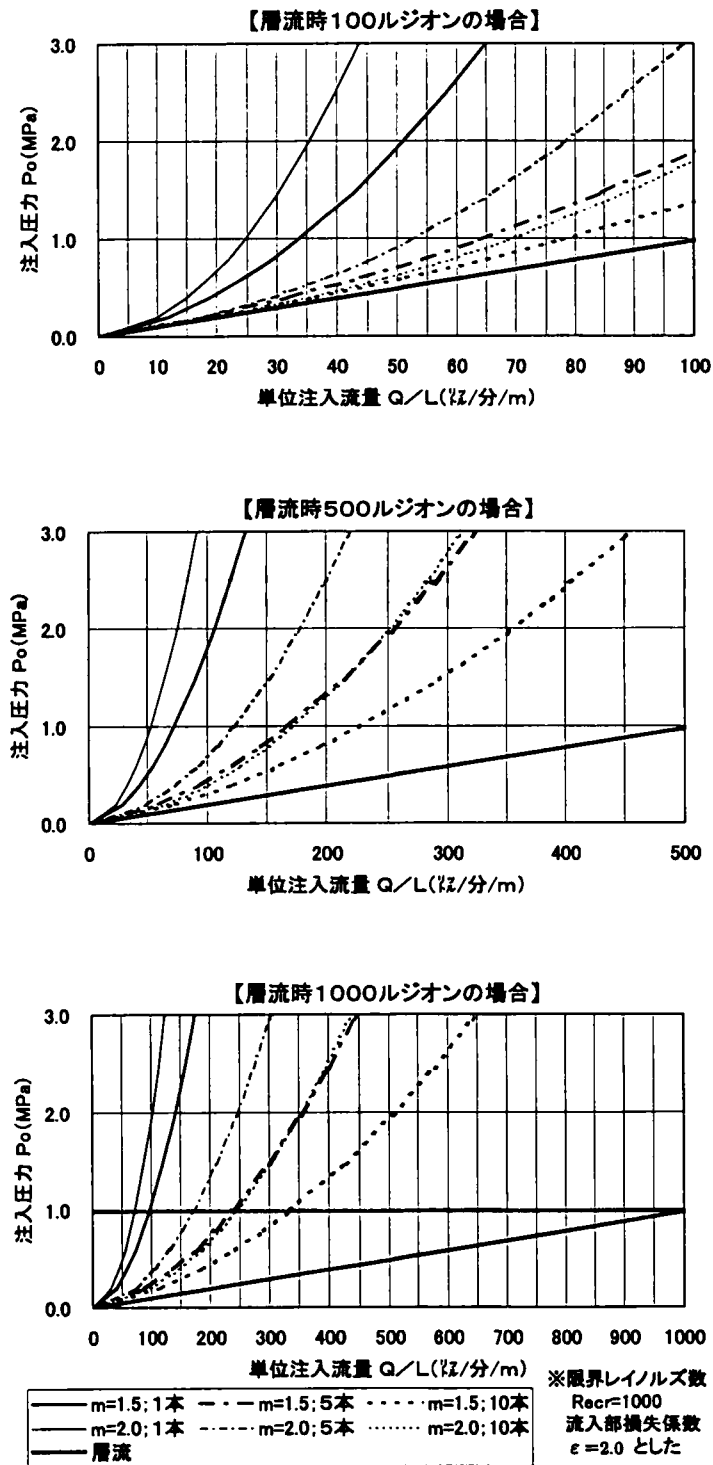
第5章付録－1．提案式によるルジオン試験時注入圧力と流量の関係についての評価

平行平板間放射流モデルに関する注入圧力（ P ）と流量（ Q ）の関係式（5.41）により，5.2で述べたルジオン試験時に想定される P Q 関係について，ルジオン値を変化させて計算を実施した．設定するルジオン値の大きさは，10，50，100，500，1000，5000，10000として計算結果の変化を評価することとした．なお，計算に関する限界レイノルズ数は1000，乱流状態に関する指数は $m=1.5$ ，2.0とした．

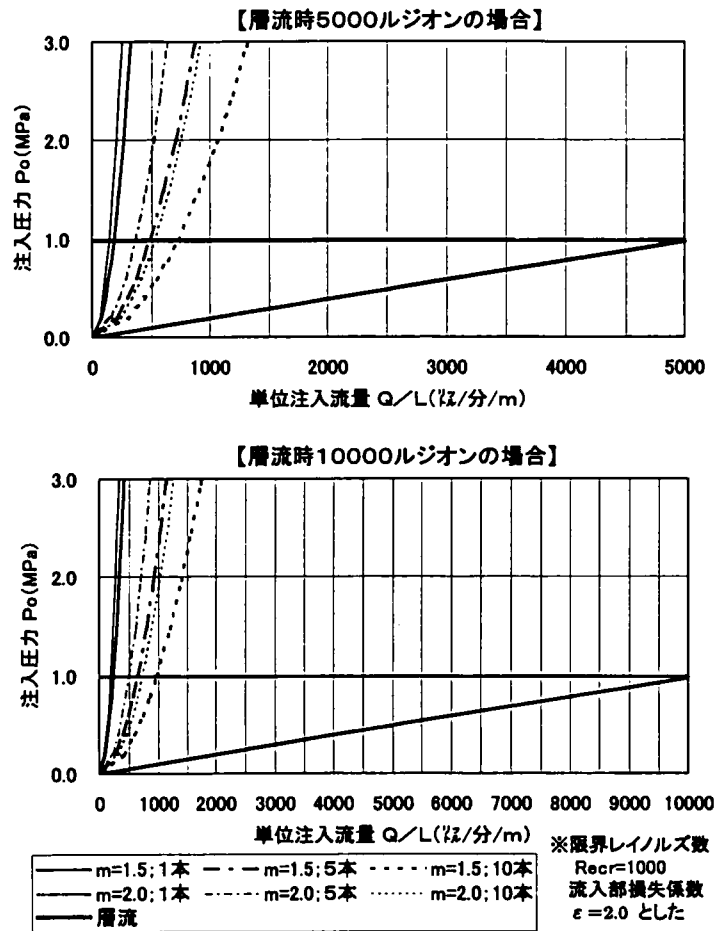
計算結果は，付録図－5.1.1に示す通りである．ここで，計算結果に明瞭に現れているのは，層流状態の透水性（ルジオン値）が大きいほど，乱流状態のルジオン値（1.0MPaでの単位注入流量）の比率が小さくなることである．設定ルジオン値および割れ目本数による平行平板モデル割れ目幅について図－5.1.2に示す通り，ルジオン値が大きいほど割れ目幅は大きくなるため，乱流の影響を強く受けるため層流状態でのルジオン値との乖離が大きくなるためであると考えられる．



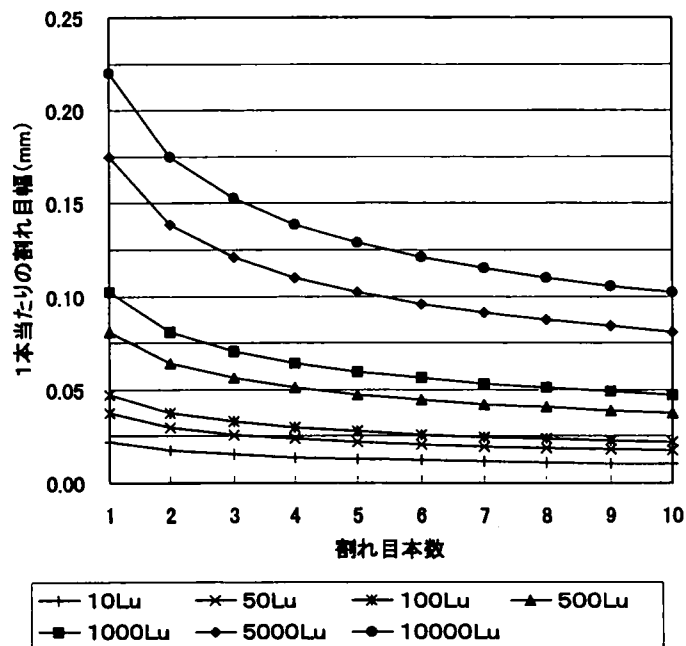
付録図－5.1.1（1） 割れ目本数（等幅）と乱流状態に関する指数による透水性の変化



付録図－5.1.1 (2) 割れ目本数（等幅）と乱流状態に関する指数による透水性の変化



付録図－5.1.1 (3) 割れ目本数（等幅）と乱流状態に関する指数による透水性の変化



付録図－5.1.2 層流時ルジオン値に関する割れ目本数と割れ目幅（等幅）の関係

第5章付録－2. 層流限界注入圧力についての評価

高粘性流体試験結果に基づき、水を用いた通常のルジオン試験において層流状態が維持され得る注入圧力の上限（層流限界注入圧力）を検討することとする。

図－5.3.3に示す粘性と注入流量の関係から、粘性が低くなると両者の関係は、比例関係からはずれ粘性の低下とともにその乖離は大きくなる。この傾向は粘性が低くなると割れ目幅の大きな割れ目から順次小さな割れ目まで割れ目内の流れが乱流に遷移してゆくためと考えられる。そこで図－5.3.3において層流から乱流に遷移する点は、試験ステージ内における最大割れ目内の流れがまず層流から乱流に移行する臨界条件と考えられる。

層流状態にある場合式（5.6）が成立することから、次式の関係が成立する。

$$\begin{cases} Q_{Hcr} = \frac{C}{\mu_{cr}} P_{Hcr} \\ Q_{Wcr} = \frac{C}{\mu_W} P_{Wcr} \end{cases} \quad (5.20)$$

ここで、 Q_{Hcr} 、 Q_{Wcr} は、それぞれ粘性流体、水の場合の乱層流境界における流量、 μ_{cr} 、 μ_W はそれぞれ粘性流体、水の場合の乱層流境界における粘度、 P_{Hcr} 、 P_{Wcr} はそれぞれ粘性流体、水の場合の乱層流境界における注入圧力、 C は定数である。

式（5.13）、（5.20）より、限界レイノルズ数は次式で表される。

$$\begin{aligned} Recr &= \frac{C \rho_H P_{Hcr} t_{max}^3}{\pi \mu_{cr}^2 r_o \sum t_i^3} \\ &= \frac{C \rho_W P_{Wcr} t_{max}^3}{\pi \mu_W^2 r_o \sum t_i^3} \end{aligned} \quad (5.21)$$

したがって、式（5.21）より水の場合の層流限界注入圧力は次式で表される。

$$P_{Wcr} = \left(\frac{\mu_{Wcr}}{\mu_{Hcr}} \right)^2 \frac{\rho_H}{\rho_W} P_{Hcr} \quad (5.22)$$

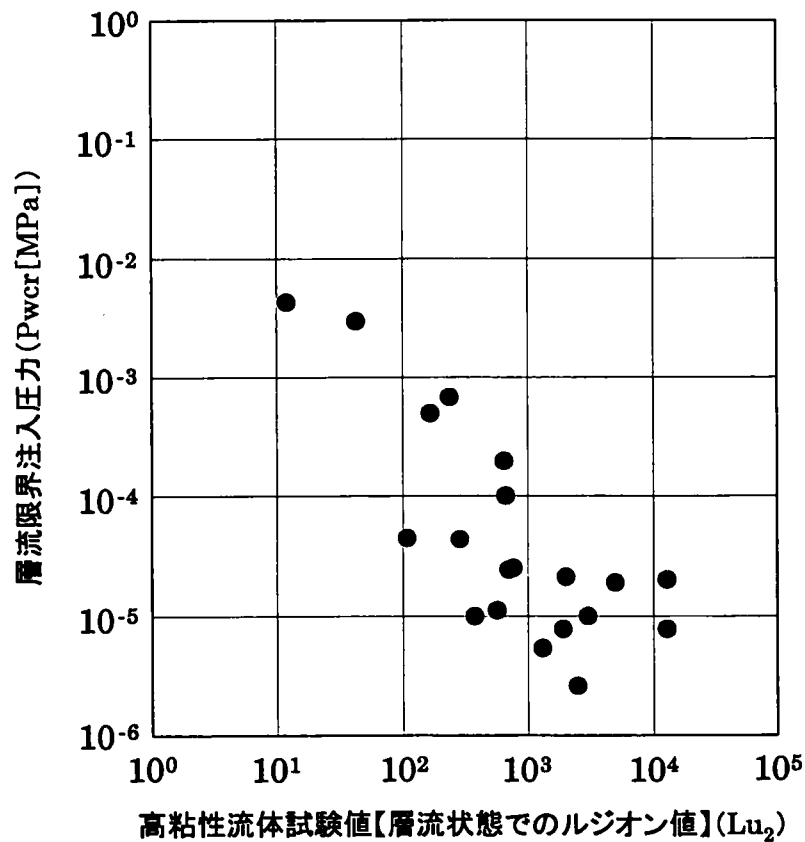
ここで、水と粘性流体の密度にはほとんど差がないことから、式（5.22）は近似的に次式で表される。

$$P_{Wcr} \doteq \left(\frac{\mu_{Wcr}}{\mu_{Hcr}} \right)^2 P_{Hcr} \quad (5.23)$$

式 (5.23) より，各ステージの層流限界注入圧力を算出した結果は，付録図－５．

２．１，付録表－５．２．１に示す通りである．層流限界注入圧力は層流状態でのルジオン値が大きいほど小さくなる傾向が認められる．また，層流状態でのルジオン値が 10 程度であっても，層流限界圧力は 0.004MPa(0.04kgf/cm²)程度と小さく，水によりルジオン試験を行い層流条件を得ようとすることは，圧力計の管理レベル 0.01MPa (0.1kgf/cm²) からも困難と考えられる．

よって当該地点のような開口割れ目を有する岩盤においては，通常の水によるルジオン試験ではいかに注入圧力を低く抑えても，層流状態でのルジオン値を求めることは実際上不可能であることが明らかとなった．



付録図－５．２．１ 高粘性流体試験値（層流状態でのルジオン値）と層流限界注入圧力との関係

付録表－5. 2. 1 層流限界注入圧力

試験ステージ		ルジオン値		Recr	層流限界注入圧力	
		Lu ₁	Lu ₂		P _{Hcr} (MPa) [μ cr(cP)]	P _{Wcr} (MPa) [μ cr=1.3cP (at10°C)]
T 地 点	B-1-1	52	3000	5.1	0.29 [227]	9.8E-06
	B-2-2	9.1	110	3.0	0.31 [109]	4.5E-05
	B-2-3	2.8	12	12	0.31 [11.1]	4.3E-03
	B-3-1	690	13000	28	0.06 [119]	7.6E-06
	B-3-2	29	1900	4.9	0.21 [218]	7.6E-06
	B-3-3	50	700	4.1	0.21 [122]	2.4E-05
	B-3-4	9.5	290	4.8	0.41 [126]	4.4E-05
K 地 点	B-38-6	5.9	43	83	0.96 [23.3]	3.0E-03
	B-38-9	12	170	56	1.0 [58.0]	5.0E-04
	B-38-10	33	660	22	0.40 [81.7]	1.0E-04
	B-38-11	45	640	76	0.37 [56.5]	2.0E-04
	B-38-12	18	240	85	1.0 [50.0]	6.8E-04
	B-38-13	15	750	6.9	0.93 [249]	2.5E-05
	B-38-14	100	2000	75	0.14 [107]	2.1E-05
	B-38-26	410	13000	130	0.04 [58.5]	2.0E-05
	B-38-34	480	5000	53	0.24 [147]	1.9E-05
S 地 点	B-2-2	7.6	380	0.8	0.20 [185]	9.9E-06
	B-2-3	8.0	560	2.6	0.20 [176]	1.1E-05
	B-2-5	63	2500	1.2	0.18 [341]	2.6E-06
	B-4-3	27	1300	2.9	0.12 [194]	5.4E-06

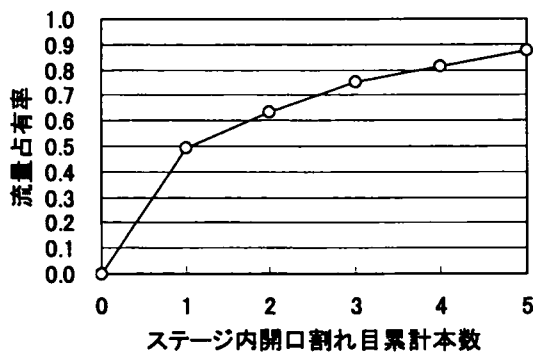
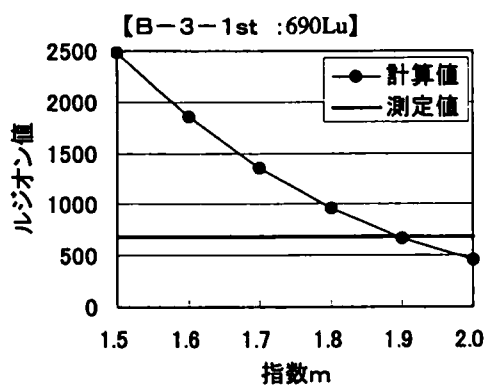
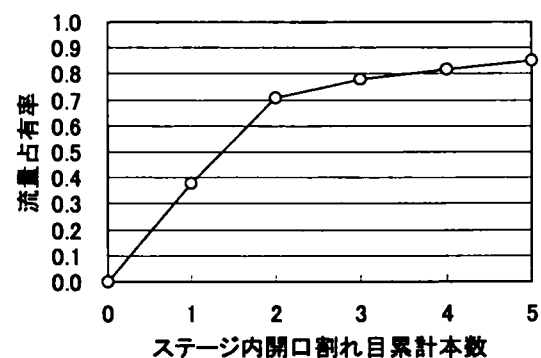
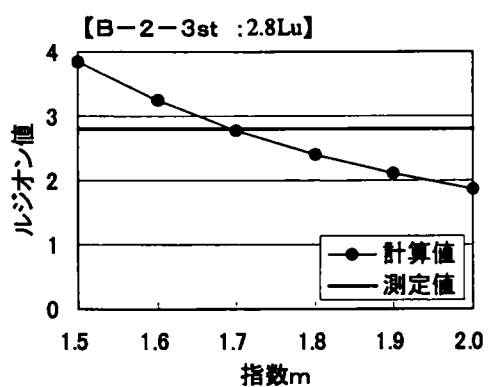
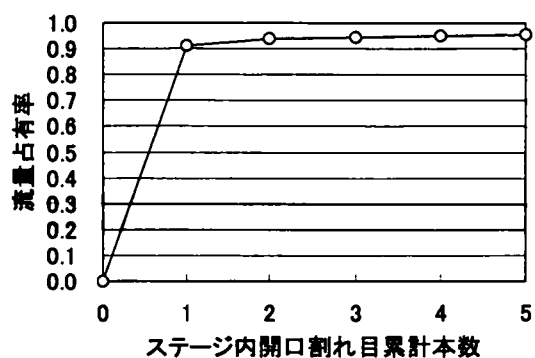
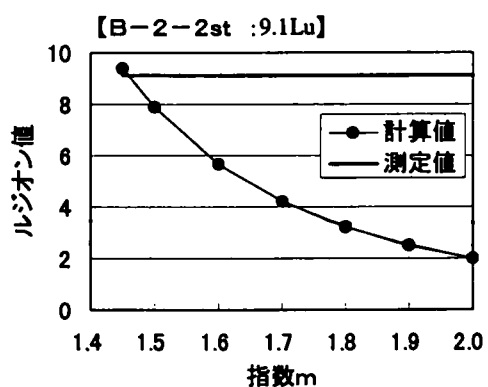
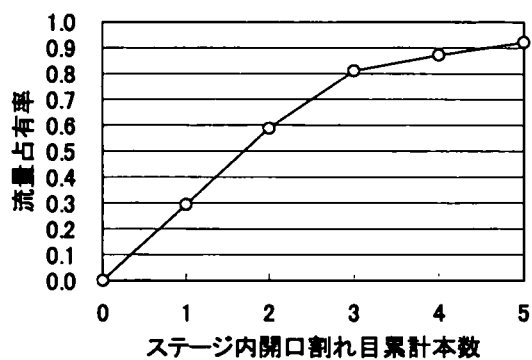
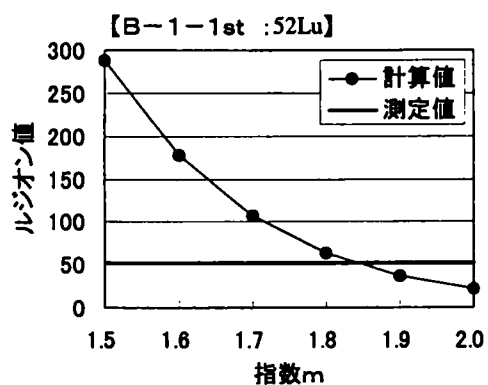
第5章付録－3．ルジオン試験における乱流状態の評価

5. 4においてルジオン試験値と高粘性流体試験値の関係について評価した結果（図－5. 4. 1, 5. 4. 2）に関し、計算値（乱流状態 $m=1.5, 2.0$ に対応する計算線）に対するプロットの位置は各ステージ個別に評価されるルジオン試験時の乱流状態と関係することが予想される．ここでは、各ステージのルジオン試験値について最もよく再現することのできる乱流状態に関する指数 m の値を求めることにより考察することとした．

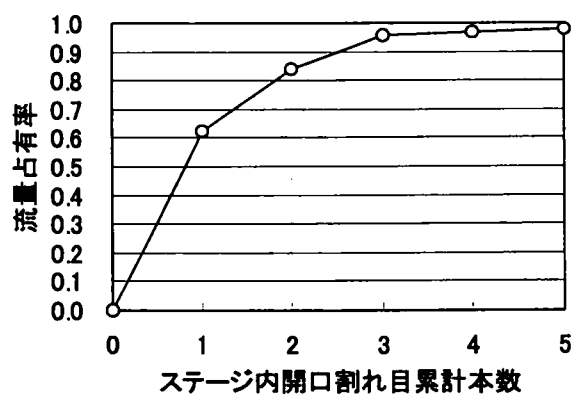
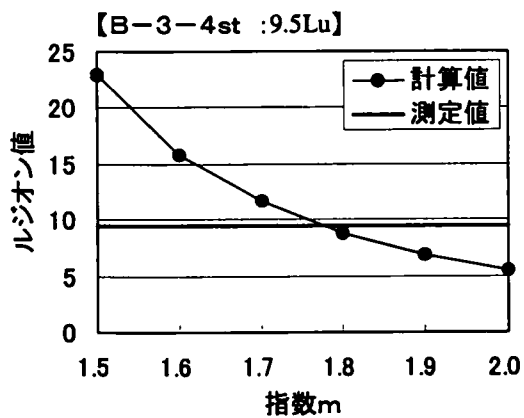
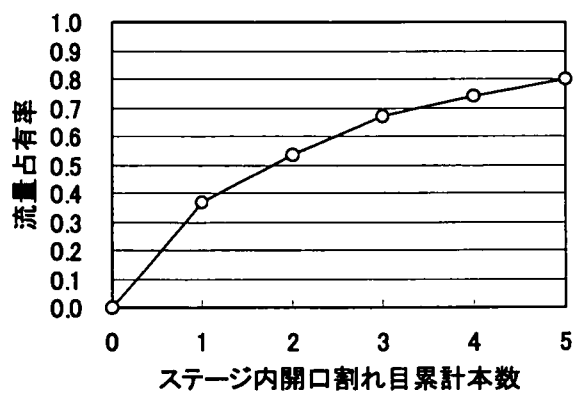
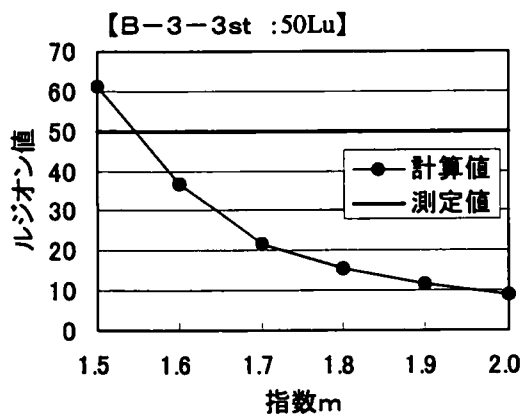
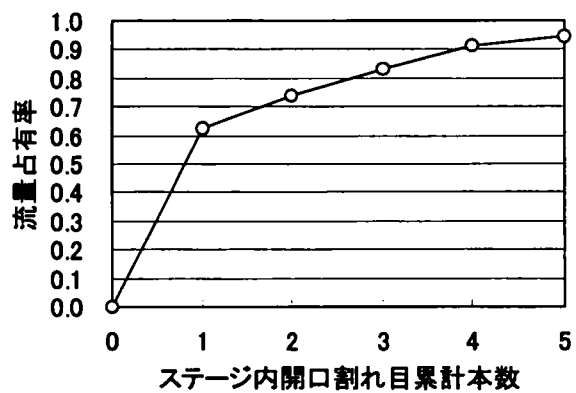
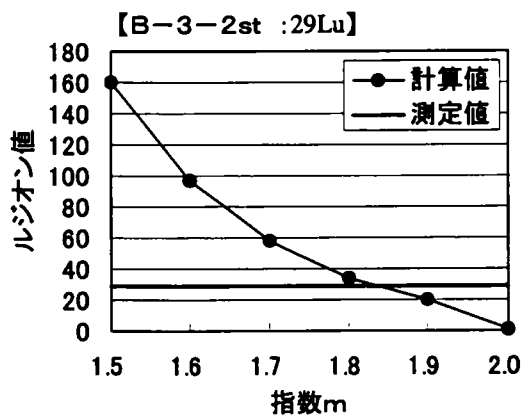
試験を実施した各ステージについて、ボアホールテレビにより観察された開口割れ目幅に基づき、5. 3で述べた方法と同様にして割れ目累計本数についてのステージ流量の占有率を求めた．その結果、開口割れ目の本数について上位5本まで考慮すれば、流量占有率は最低でも80%であり大半は90%以上となることが判明した．したがって、各ステージに関する試算にあたり、卓越する開口割れ目を上位5本まで考慮することとし、各割れ目の流量配分は割れ目幅の3乗に比例させることとした．また、限界レイノルズ数は5. 3で検討した各ステージについて求めた限界レイノルズ数を適用することとした．流入部損失係数は4. 3での検討結果を踏まえ2.0とすることとした．

付録図－5. 3. 1～5. 3. 3に各ステージについての検討結果を示す．図－5. 4. 1, 5. 4. 2には、各ステージでルジオン試験値を再現するために最も適する乱流に関する指数（ $1.5 \leq m \leq 2.0$ の範囲で0.1単位で近い値）を併記した．これによれば、ルジオン試験結果を再現するための乱流に関する指数 m については、計算線に対する試験結果プロットの位置関係と調和的に対応している．したがって、提案式（4.41）を適用し求められるルジオン試験値と高粘性流体試験値の関係は妥当性があるものと考えられる．

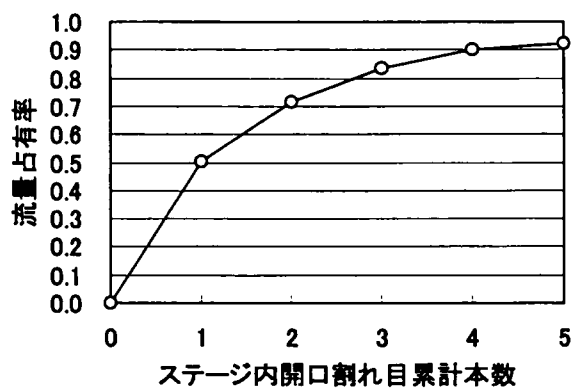
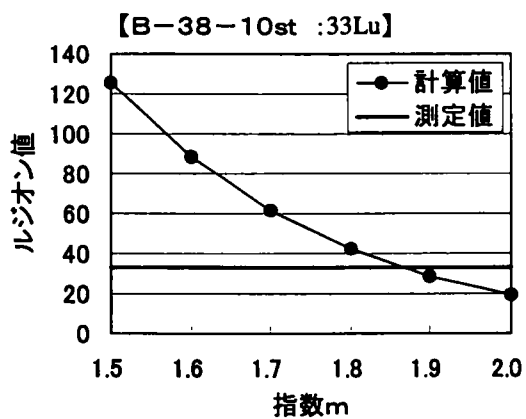
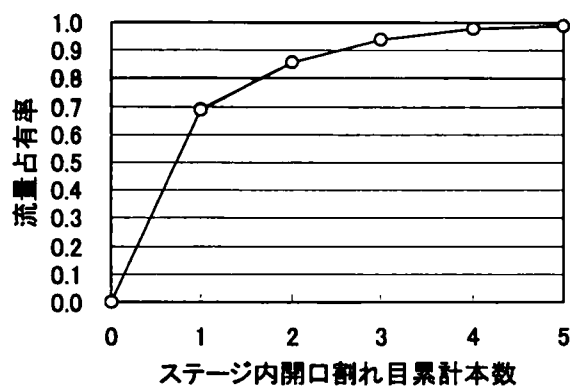
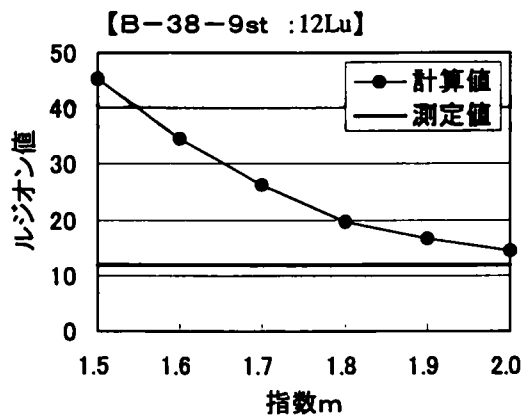
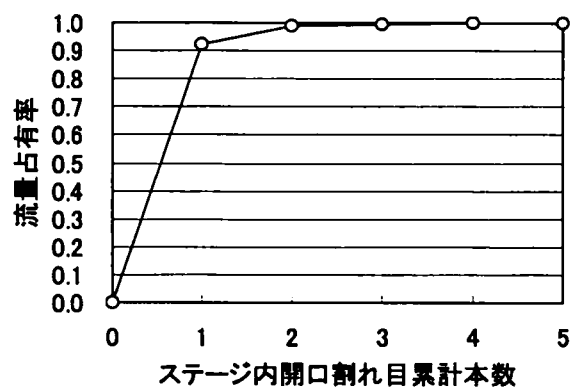
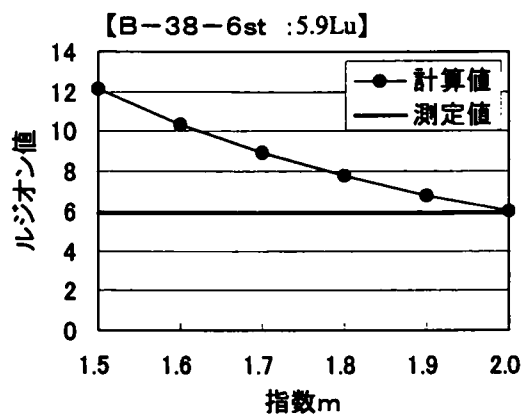
また、各ステージの乱流状態を表す指数の最適値に関するヒストグラムは付録図－5. 3. 4に示す通りであり、 $m=2.0$ 付近のものが多く平均は1.8である．したがって、ルジオン試験時は概ね発達した乱流状態であることが推測される．



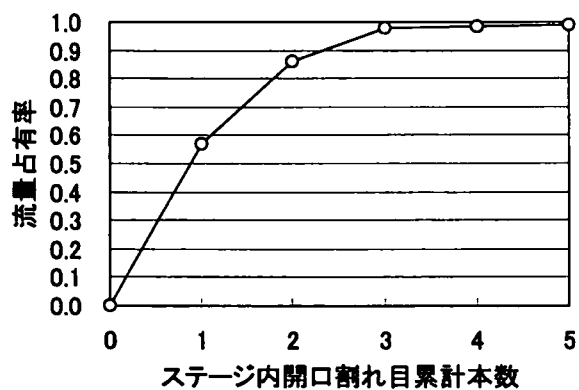
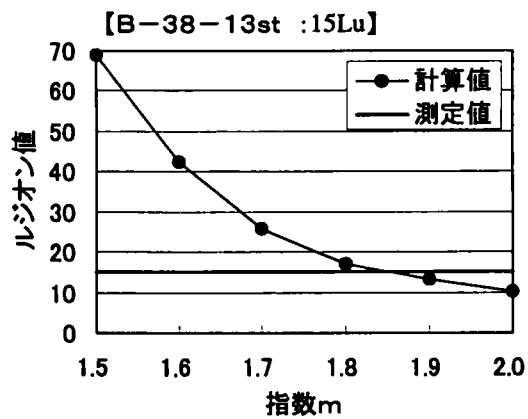
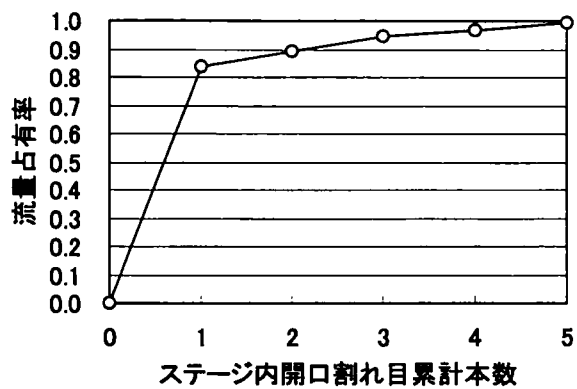
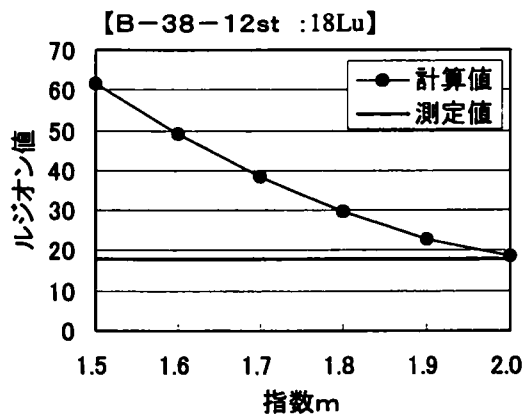
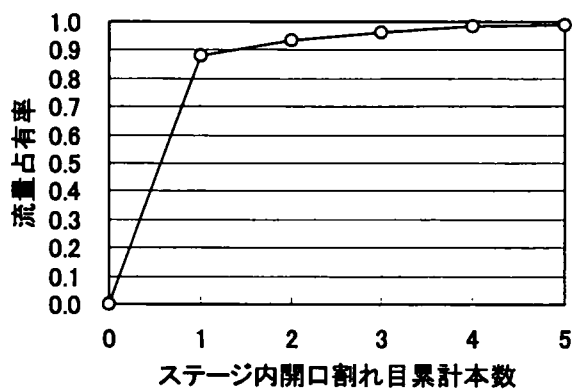
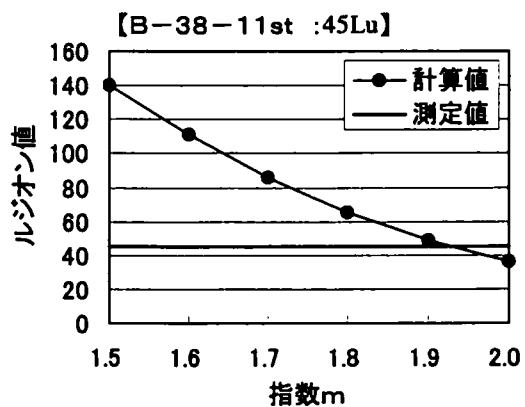
付録図-5.3.1(1) ルジオン試験時の乱流状態に関する指数の評価(T地点)



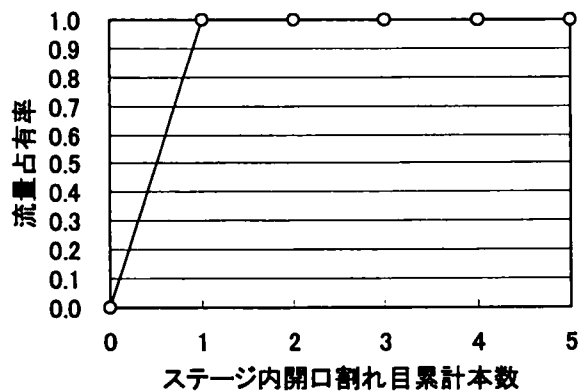
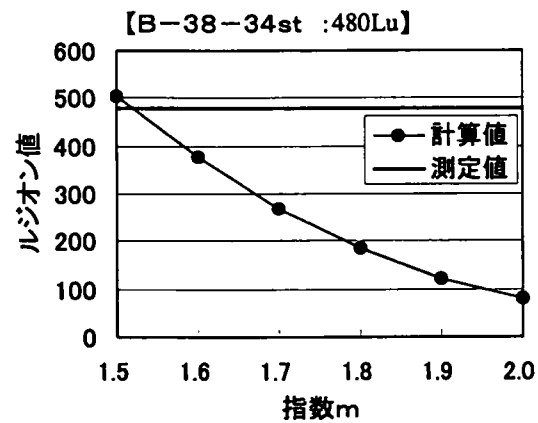
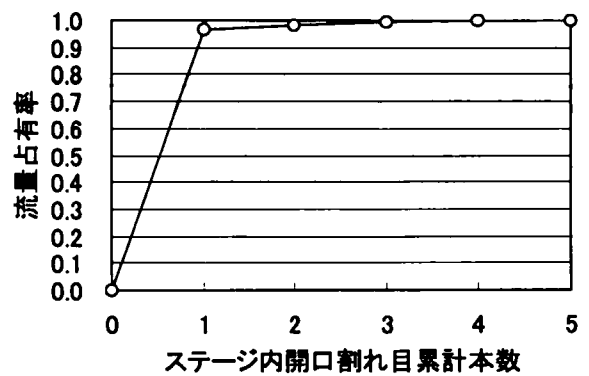
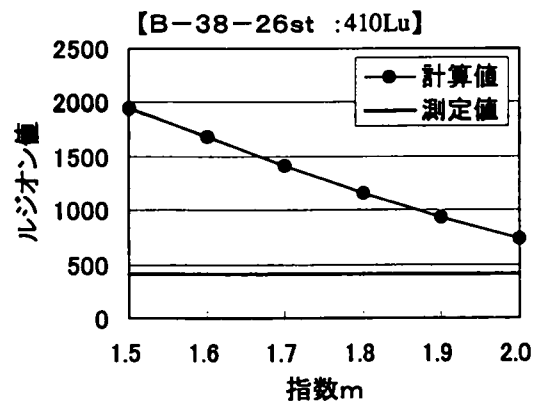
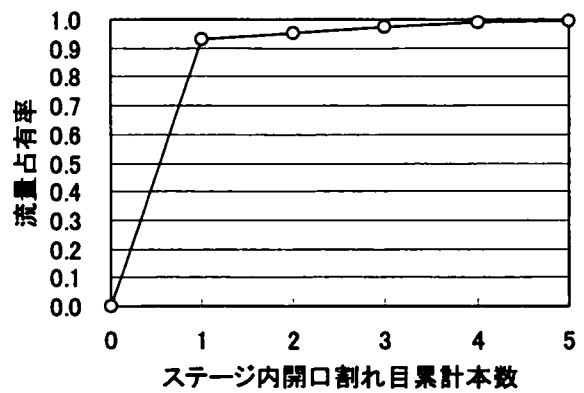
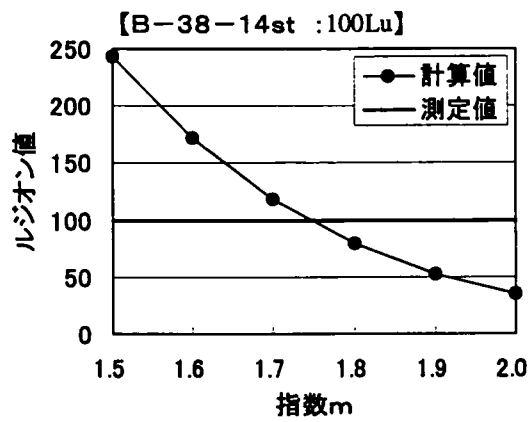
付録図-5.3.1(2) ルジオン試験時の乱流状態に関する指数の評価(T地点)



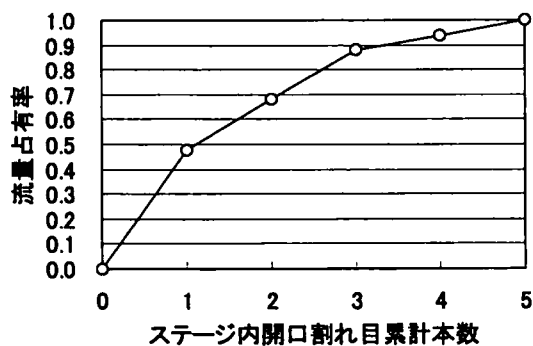
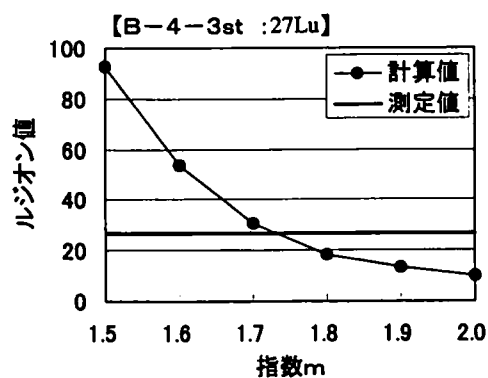
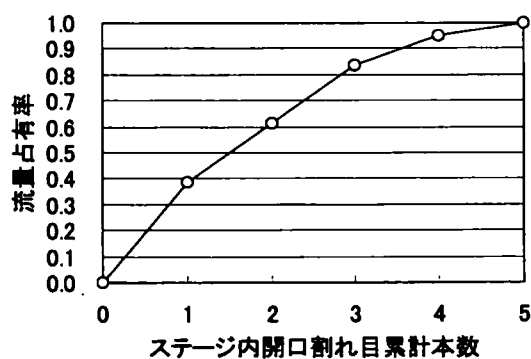
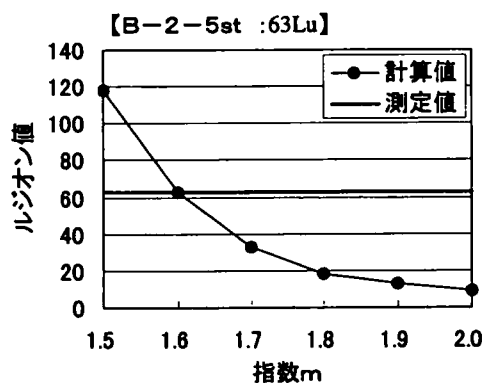
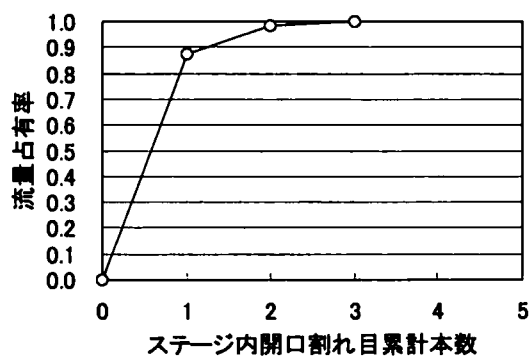
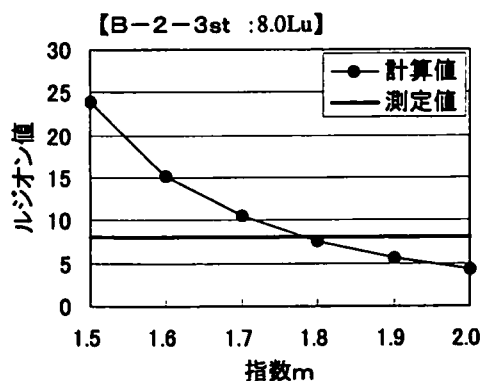
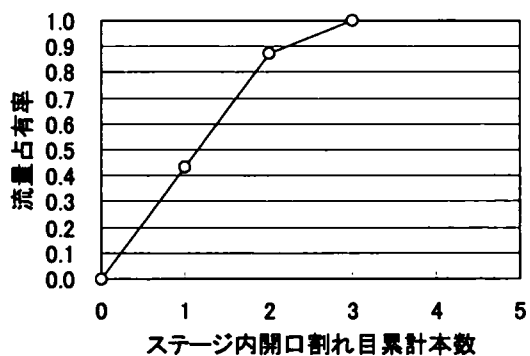
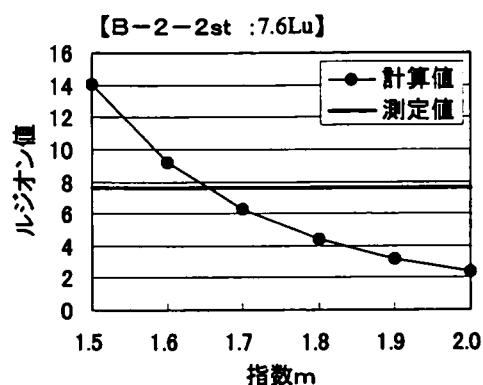
付録図－5.3.2 (1) ルジオン試験の乱流状態に関する指数の評価 (K地点)



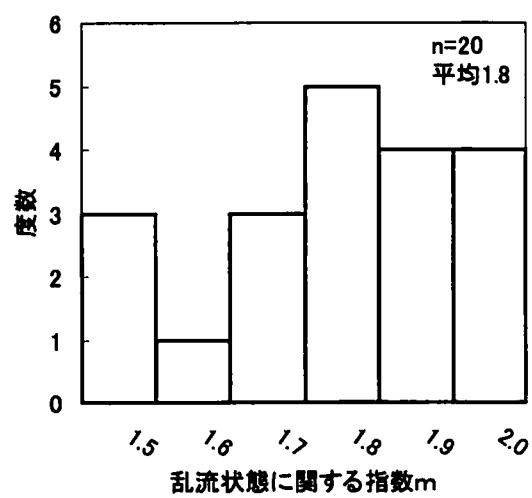
付録図-5.3.2(2) ルジオン試験時の乱流状態に関する指数の評価(K地点)



付録図－5.3.2 (3) ルジオン試験時の乱流状態に関する指数の評価 (K地点)



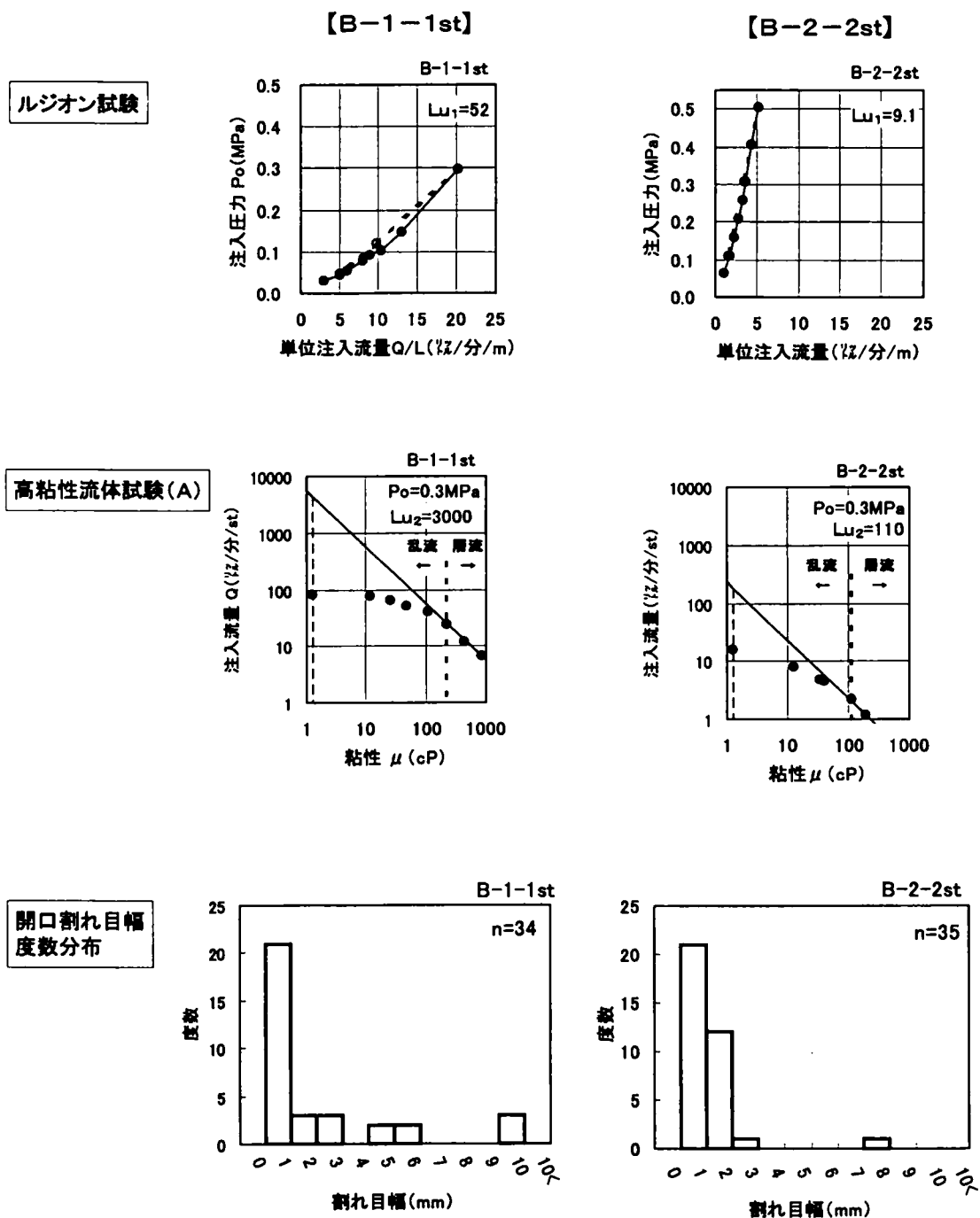
付録図-5.3.3 ルジオン試験時の乱流状態に関する指数の評価（S地点）



付録図－5.3.4 ルジオン試験時の乱流状態に関する指数の評価値についての度数分布

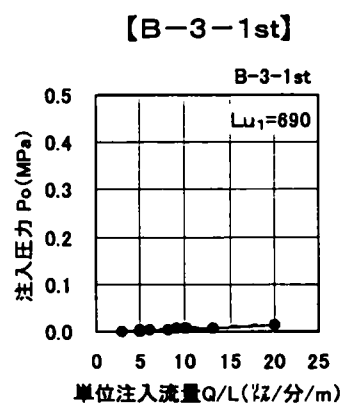
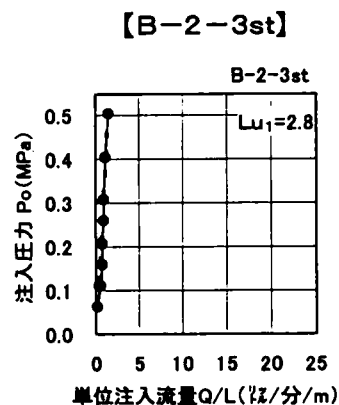
第5章付録－4．原位置試験結果一覧

5. 3で述べた原位置試験結果について、付録図－5. 4. 1～5. 4. 3に各地点ごとに示す。

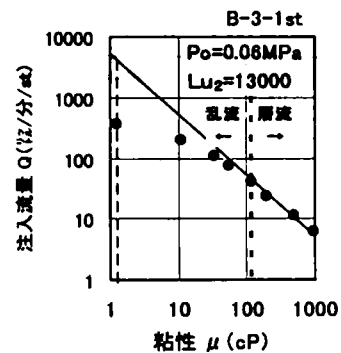
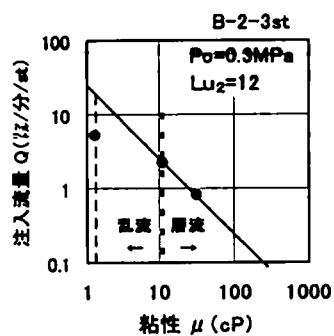


付録図－5. 4. 1 (1) 原位置試験結果 (T地点)

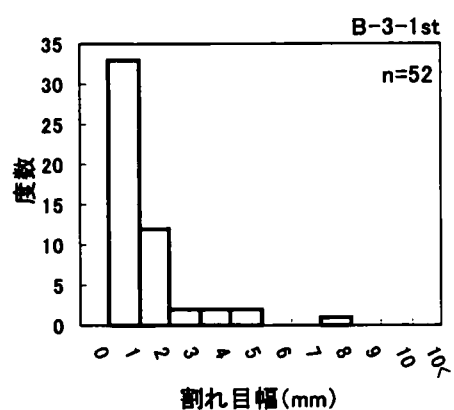
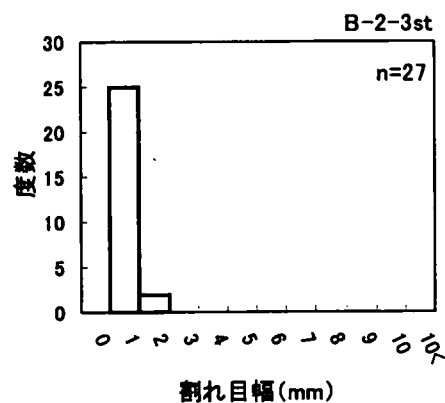
ルジオン試験



高粘性流体試験(A)



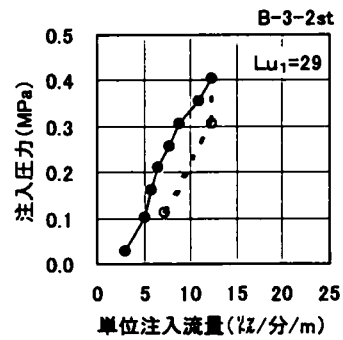
開口割れ目幅
度数分布



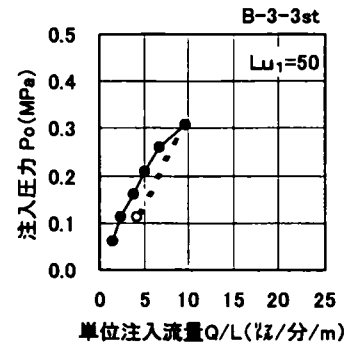
付録図-5.4.1 (2) 原位置試験結果 (T地点)

ルジオン試験

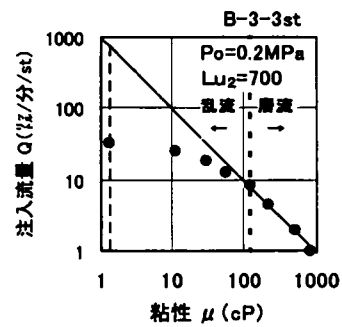
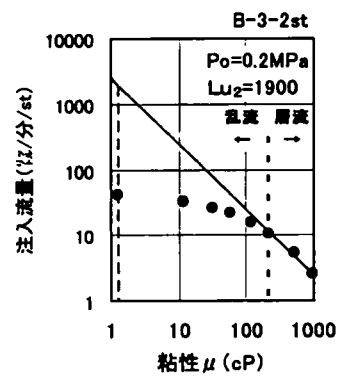
【B-3-2st】



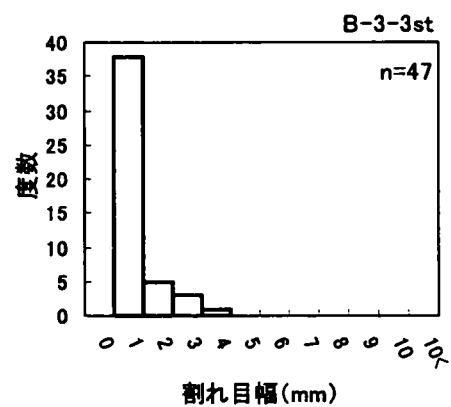
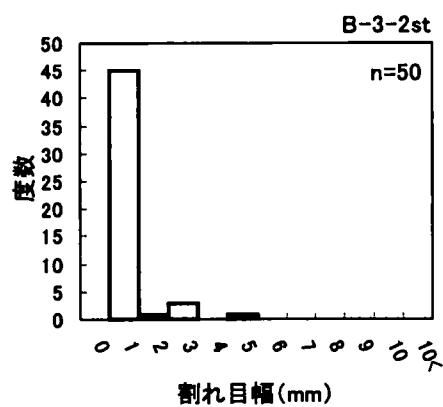
【B-3-3st】



高粘性流体試験(A)



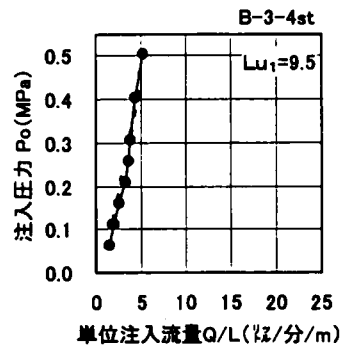
開口割れ目幅
度数分布



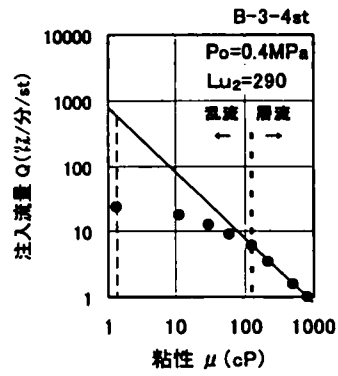
付録図-5.4.1 (3) 原位置試験結果 (T地点)

【B-3-4st】

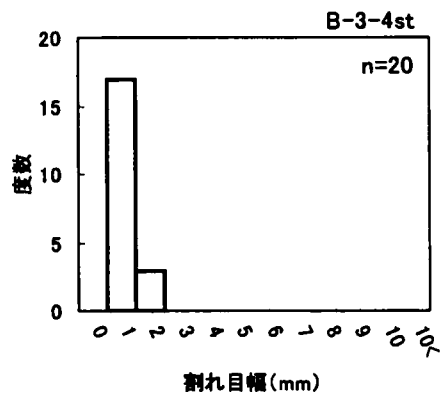
ルジオン試験



高粘性流体試験(A)



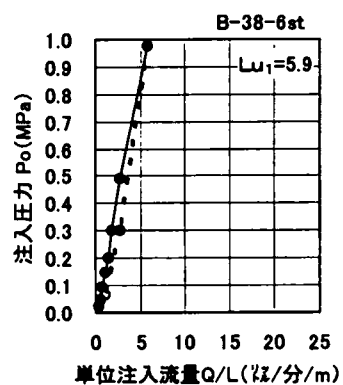
開口割れ目幅
度数分布



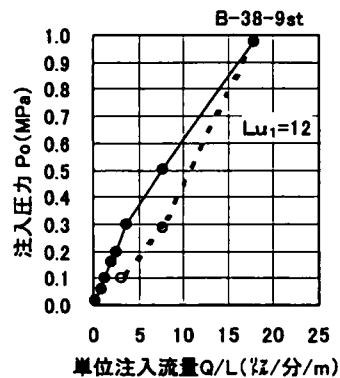
付録図-5.4.1(4) 原位置試験結果(T地点)

ルジオン試験

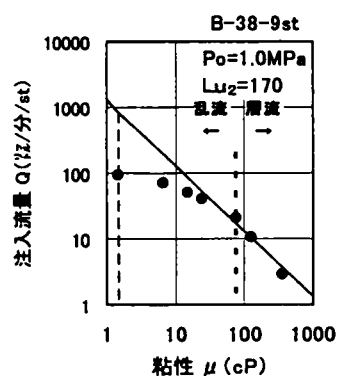
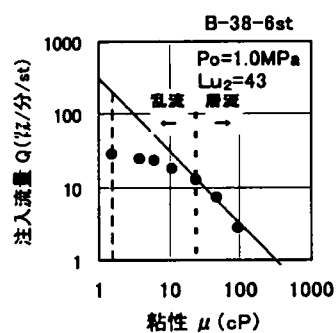
【B-38-6st】



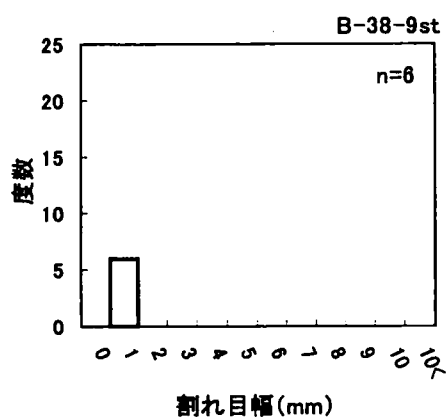
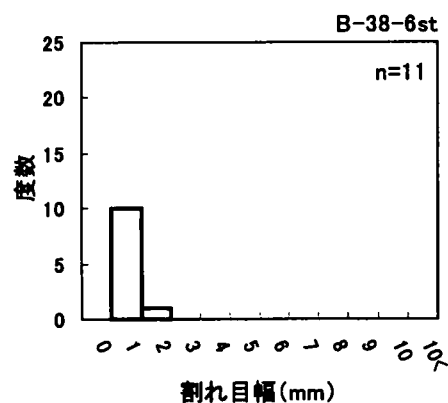
【B-38-9st】



高粘性流体試験(A)



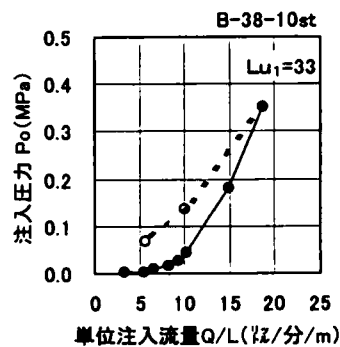
開口割れ目幅
度数分布



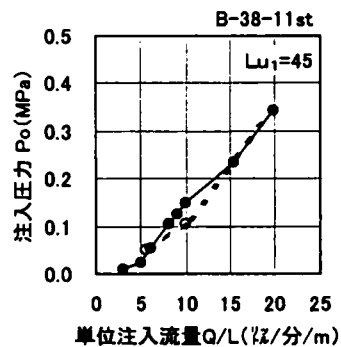
付録図-5.4.2 (1) 原位置試験結果 (K地点)

ルジオン試験

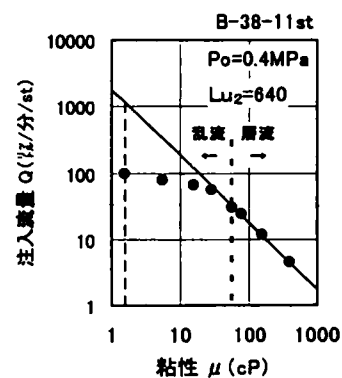
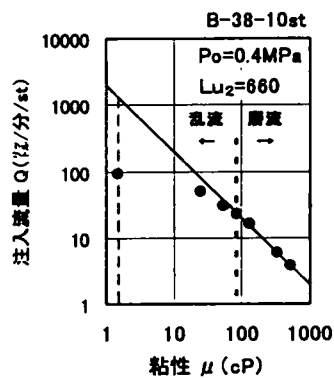
【B-38-10st】



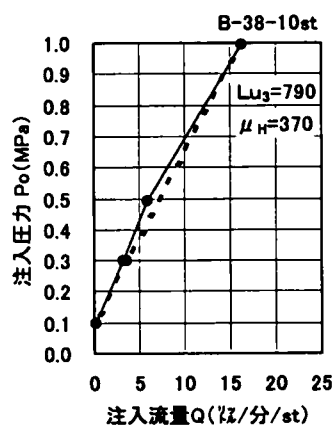
【B-38-11st】



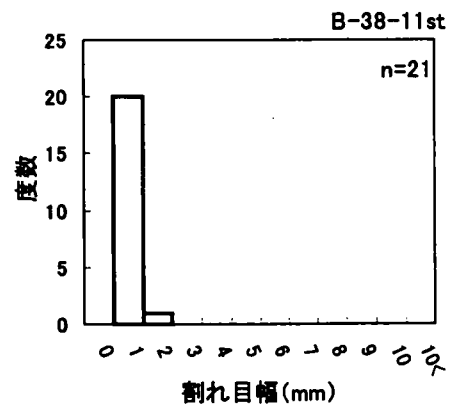
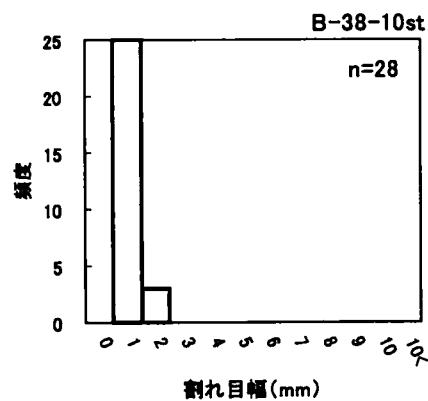
高粘性流体試験(A)



高粘性流体試験(B)

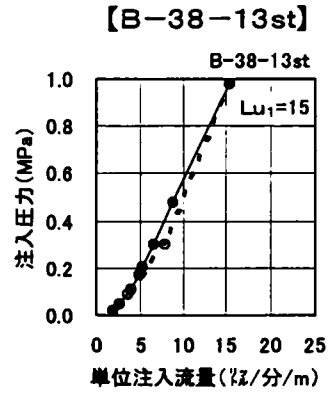
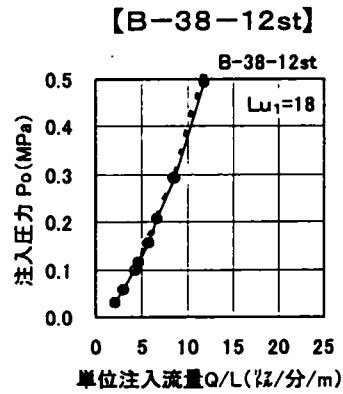


開口割れ目幅
度数分布

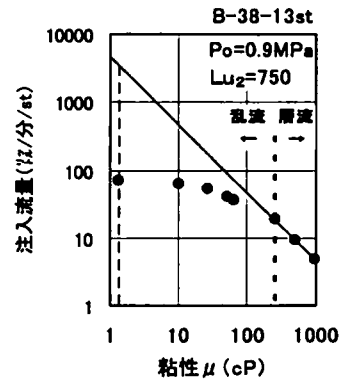
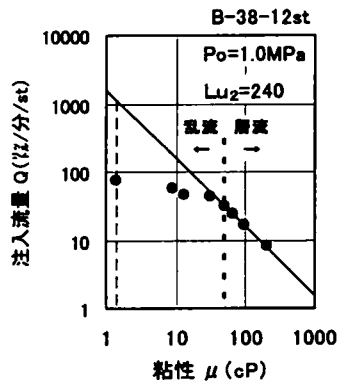


付録図-5.4.2(2) 原位置試験結果(K地点)

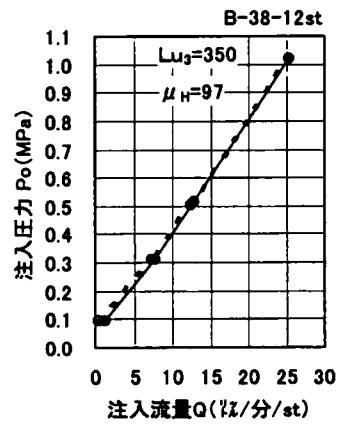
ルジオン試験



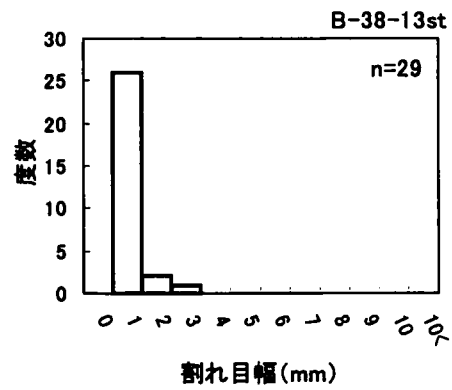
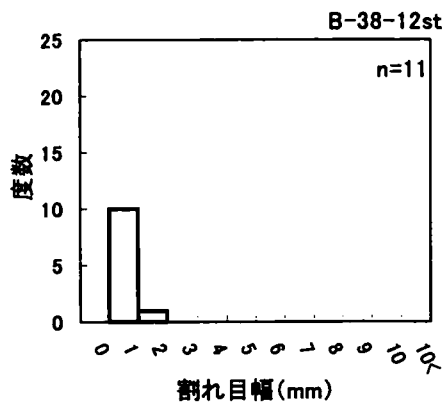
高粘性流体試験(A)



高粘性流体試験(B)

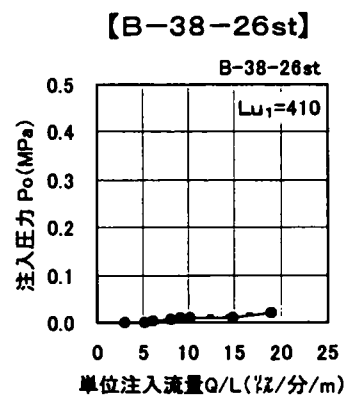
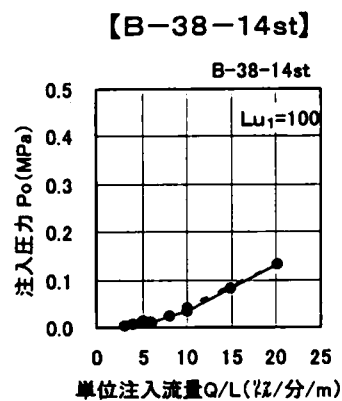


開口割れ目幅
度数分布

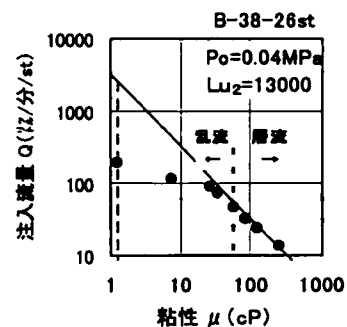
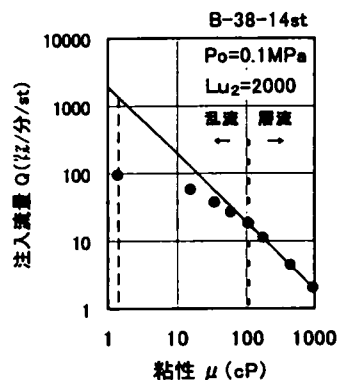


付録図-5.4.2 (3) 原位置試験結果 (K地点)

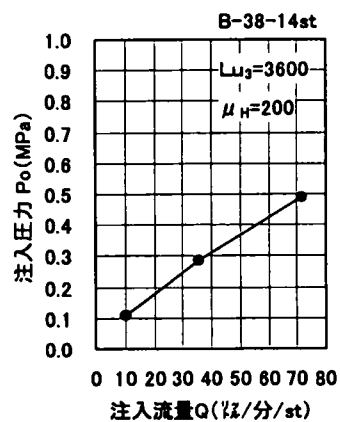
ルジオン試験



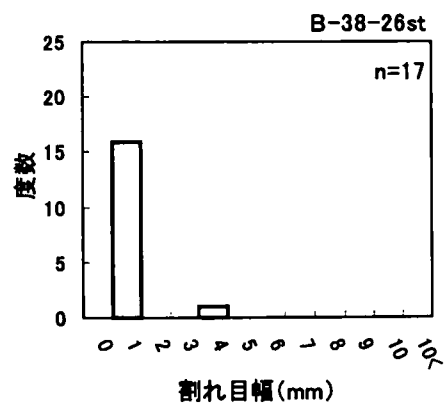
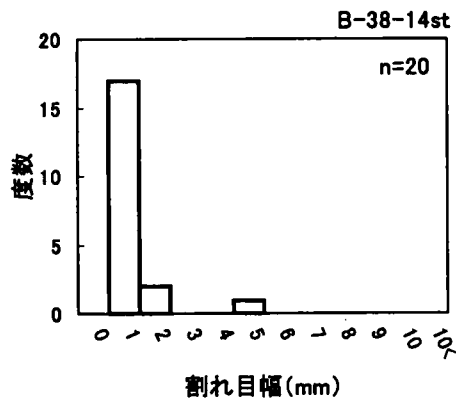
高粘性流体試験(A)



高粘性流体試験(B)



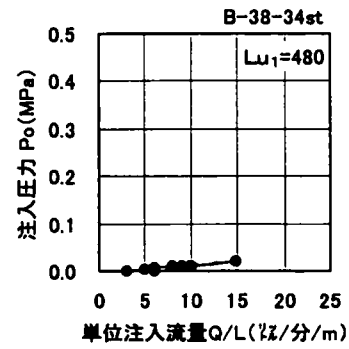
開口割れ目幅
度数分布



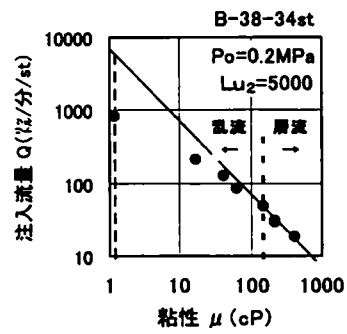
付録図-5.4.2(4) 原位置試験結果(K地点)

【B-38-34st】

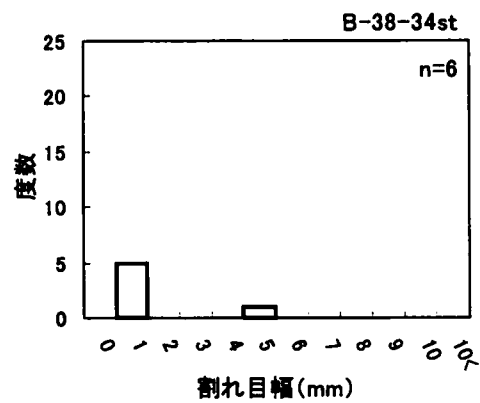
ルジオン試験



高粘性流体試験(A)



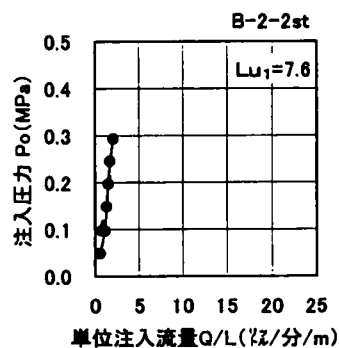
開口割れ目幅
度数分布



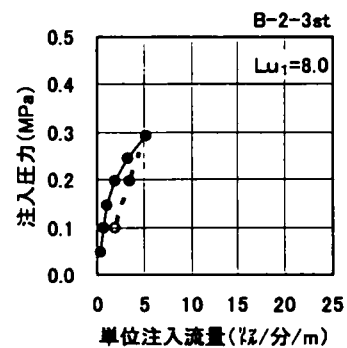
付録図-5.4.2 (5) 原位置試験結果 (K地点)

ルジオン試験

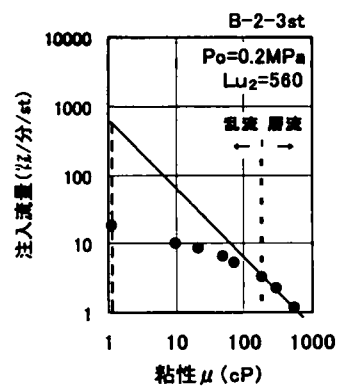
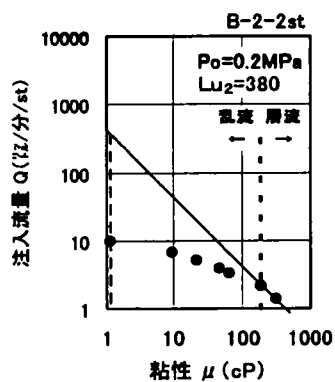
【B-2-2st】



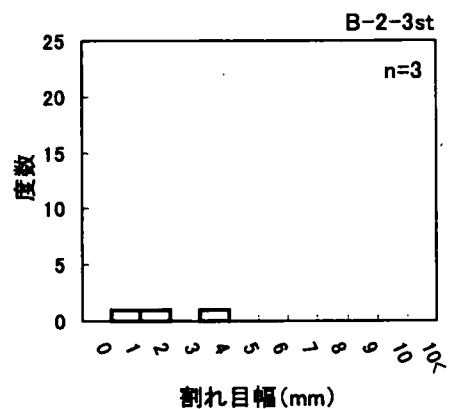
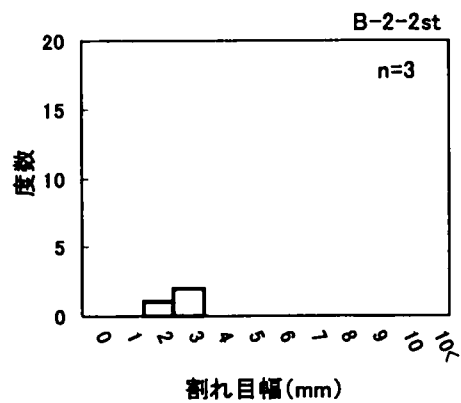
【B-2-3st】



高粘性流体試験(A)



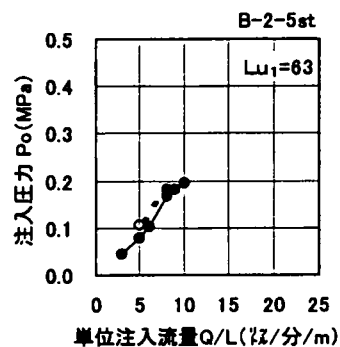
開口割れ目幅
度数分布



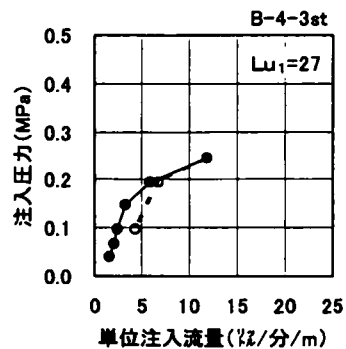
付録図-5.4.3 (1) 原位置試験結果 (S地点)

ルジオン試験

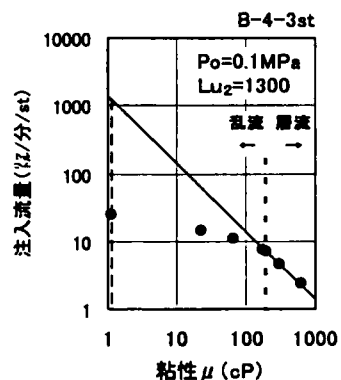
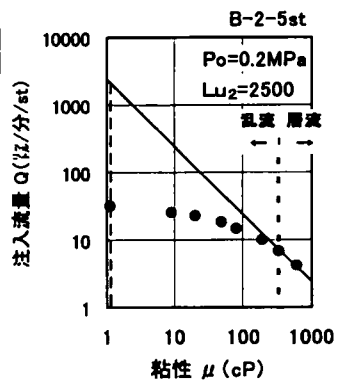
【B-2-5st】



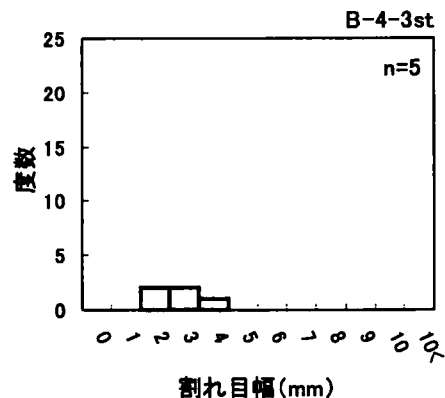
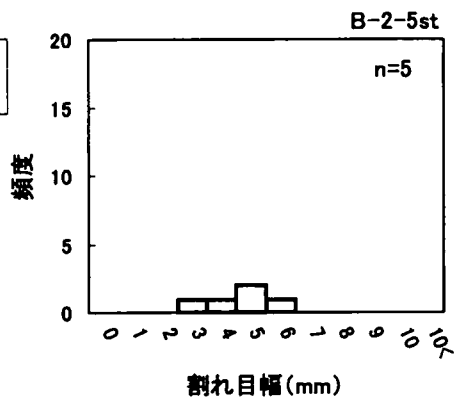
【B-4-3st】



高粘性流体試験 (A)



開口割れ目幅
度数分布



付録図-5.4.3 (2) 原位置試験結果 (S地点)

参考文献

- 1)角江俊昭, 久保田克寿, 萩原義孝: ルジオン試験結果の評価について, 第 25 回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集, 岩盤力学委員会, pp.471-475, 1993.
- 2)角江俊昭, 石井清, 吉越洋: 節理性岩盤の透水性評価に関する一考察, 土木学会論文集 (2002.12 掲載予定)
- 3)角江俊昭, 岸裕和, 西垣誠: 節理性岩盤のルジオン値と透水性の関係とその評価方法, 土木学会論文集 (投稿中, 2002.3 受理)
- 4)Toshiaki Kakue, Hirokazu Kishi, Makoto Nishigaki : Application of highly viscous fluid tests to jointed rock masses and evaluation of test results, International Symposium on Ground water Problems related to Geo-Environment(IS-Okayama2003), May 2003.
- 5)山口嘉一: 「ダム基礎の浸透機構の解明に関する研究」, 大阪大学学位論文, pp.18-64, 1993.
- 6)山口嘉一, 弘末文紀, 松本徳久: ルジオンテスト結果の解釈, 第 19 回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集, 土木学会, pp.156-160, 1987.
- 7)山口嘉一, 松本徳久: ダム基礎の透水性とルジオン値, 土木学会論文集, No.412/II-12, pp.51-60, 1989.
- 8)松本徳久, 山口嘉一, 澁市秀雄: 高粘性流体を用いた透水試験, 第 23 回土質力学研究発表会講演集, pp.125-126, 1988.
- 9)山口嘉一, 澁市秀雄, 松本徳久: ルジオンテストにおける乱流の影響と対策, 第 21 回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集, pp.401-405, 1989.
- 10)岩本忠信, 園元秀夫, 有門英幸, 土妻睦夫: 高粘性流体を用いた岩盤透水係数の測定-熔結凝灰岩を対象としたルジオンテスト-, 応用地質第 31 巻 2 号, pp.1-10, 1990.
- 11)松本徳久, 山口嘉一, 弘末文紀: ルジオンテストの各種境界条件下での精度と結果の解釈, 土木研究所資料第 2518 号, pp.43-51, 1987.
- 12)室田明: 応用流体力学, 共立出版, pp.43-45, 1969.
- 13)渡辺邦夫: 地質調査と岩盤地下水評価-地質調査の重要性-, 地質工学セミナー資料「地質工学の基礎と応用」, (社) システム総合研究所地質システム工学委員会, pp.99-118, 2001.

- 14) 杉村淑人, 森田豊, 渡辺邦夫: ダム基礎岩盤の水みち構造把握の試み, 土木学会論文集, No.596/Ⅲ - 43, pp.223-237, 1998.

第6章 ダムにおける節理性岩盤の透水性評価事例

6. 1 概説

前章までの論及においては、節理性岩盤特に開口した割れ目を有するような岩盤においては、ルジオン試験により求められるルジオン値は、層流状態で想定されるルジオン値と比べオーダー違いで過小に評価される可能性について、その理論的考察や高粘性流体試験結果の分析により明らかにした。

本章では、筆者が関係した揚水式発電所上部ダム（T ダム）の周辺に分布する節理性の輝石安山岩に関して、その透水性評価について高粘性流体試験も含め種々検討を加えた経過を述べる。

まず、ダムサイト周辺の水理地質構造と其中で主たる透水層である輝石安山岩層の節理特性と透水性を述べる。ここで言及する透水性は通常のルジオン試験結果としてのルジオン値である。同ダムサイトの地質調査は昭和 40 年代から始められ、昭和 50 年代にダムの建設が進められた。当時は、高透水性の岩盤においてはルジオン試験時に乱流の影響を受け、ルジオン値が過小に評価されるとの知見や報文もなく、2. 3. 4 で述べたルジオン値と透水係数の関係を論拠に、ルジオン値に約 $1 \times 10^{-5} \text{cm/s}$ の換算係数を乗じて透水係数とした。「ルジオンテストの施工指針（案）」（旧建設省河川局監修）は昭和 52 年に制定され、同 59 年に「ルジオンテスト技術指針・同解説」¹⁾ として改定された経緯がある。

次に、以上の輝石安山岩層の透水性評価に基づき輝石安山岩が分布する左岸部に対して所要の止水対策工を実施し、湛水を始めたところ予想外の浸透流量が観測されたが、この検討経緯について述べる。

そこで上述の浸透流量が予想を大きく上回った要因のひとつとして、輝石安山岩層の透水性の過小評価が想定され、同層の透水性の再評価を行うこととした。ミクロ的な観点から前章で述べた高粘性流体試験を実施し通常のルジオン結果と比較するとともに、輝石安山岩層総体としての透水性をマクロ的な観点から水収支解析やトレーサー調査により評価することとした。

以上の輝石安山岩層のミクロ的かつマクロ的な透水性評価を踏まえて浸透流解析を行い、湛水過程で実測された浸透流量や左岸山体の地下水位との照合により、湛水池左岸に分布する輝石安山岩層総体の平均的な透水性を評価した。これら輝石安山岩

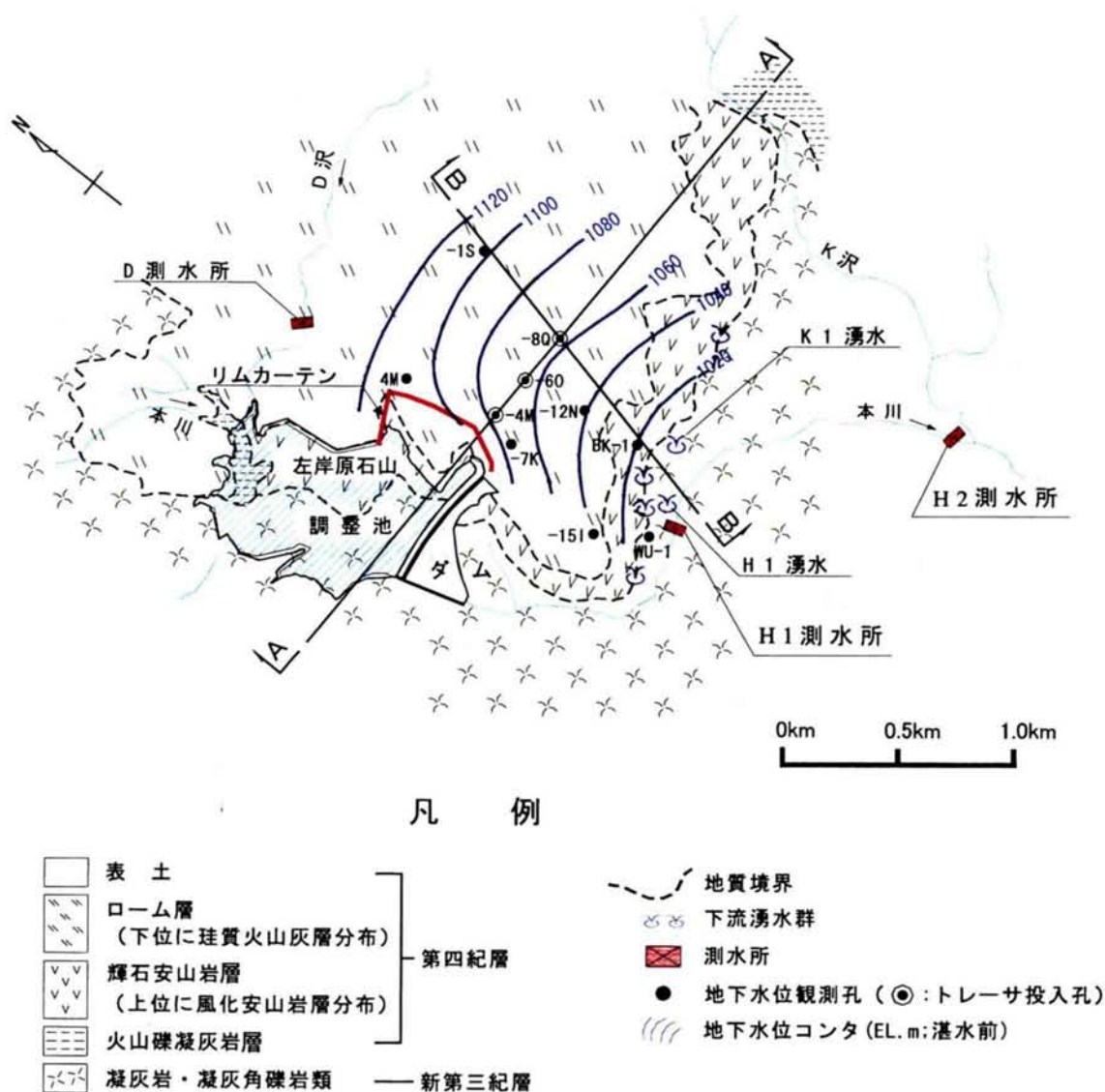
層の透水性の再評価に関して本章の後半で述べる 2)-5).

6. 2 水理地質構造と止水対策工

6. 2. 1 水理地質概要

調整池周辺の地質は、図－6. 2. 1 (1)、(2)に示すとおりであり、調整池左岸一帯に第四紀火山噴出物が広く分布し水平構造を成している。

節理が発達した輝石安山岩層は、厚く水平に分布しその下位には比較的固結度の低い火山礫凝灰岩や第三紀の凝灰岩類が又上位にはローム層が分布している。輝石安山岩層の特徴として、その最上部には、多孔質な安山岩塊が混入した火山灰を基質とする地層（以下風化安山岩と称す）が10m程度の厚さで分布している。



図－6. 2. 1 (1) 調整池周辺の地質及び地下水分布図

輝石安山岩層を覆う形で分布するローム層の下部には珪質火山灰層(層厚は 10m 程度)が存在し、これらの透水性は、ボーリング孔内での定水位透水試験結果によれば、上部のローム層は平均 $3.2 \times 10^{-4} \text{cm/s}$ (図-6. 2. 2), 珪質火山灰層は平均 $5.4 \times 10^{-5} \text{cm/s}$ (図-6. 2. 3)であり、珪質火山灰層はローム層中の難透水層と形成している。節理が発達した輝石安山岩は後述するとおり高透水性であるが、その下位に広く分布する火山礫凝灰岩の透水性はルジオン試験の結果、平均 4.2 ルジオン(以下 Lu と表示; 図-6. 2. 4)と低くこれが左岸山体の不透水基盤を形成していると考えられる。この不透水基盤と考えられる火山礫凝灰岩の上面の等高線はボーリング調査の結果、図-6. 2. 5に示すとおりである。

地山の地下水位は、左岸山体に配置した地下水位観測孔での実測の結果、図-6. 2. 1 (1), (2)に示すとおり輝石安山岩の下位に分布し左岸奥部から下流の湧水箇所に向かって流下していると判断される。

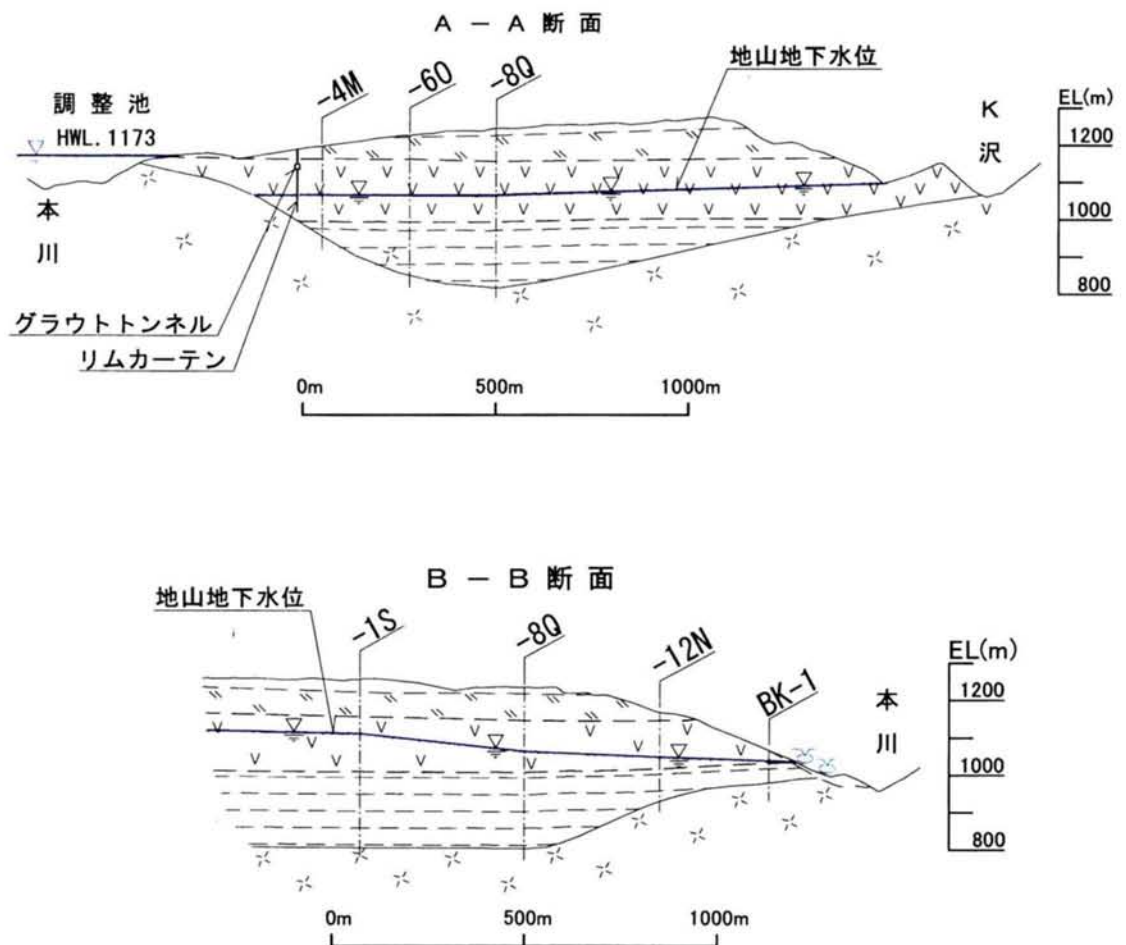


図-6. 2. 1 (2) 調整池左岸の地質断面図

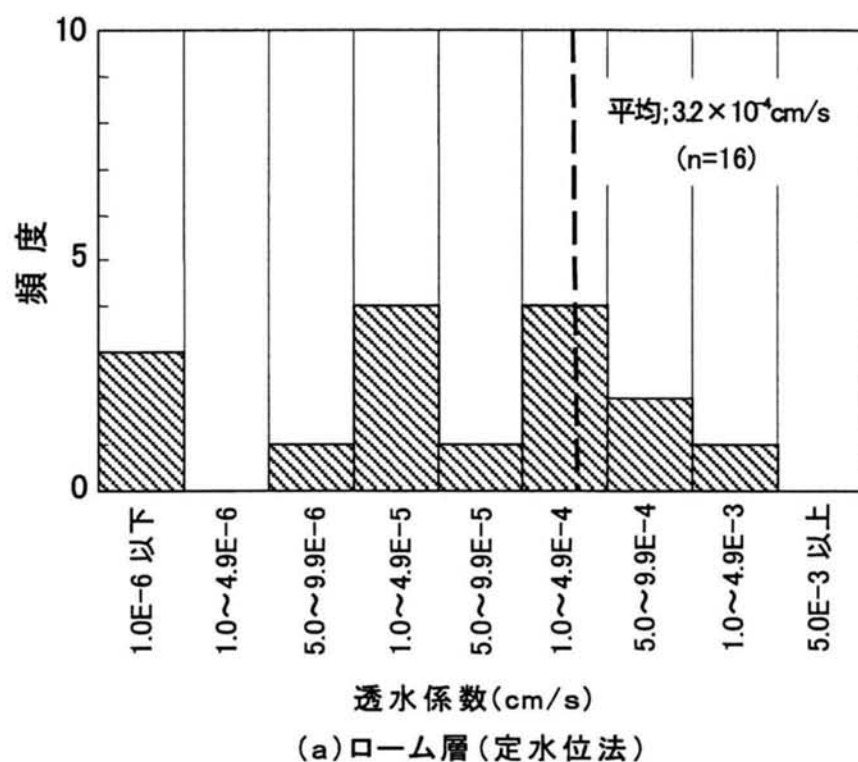


図-6. 2. 2 ローム層の透水試験結果

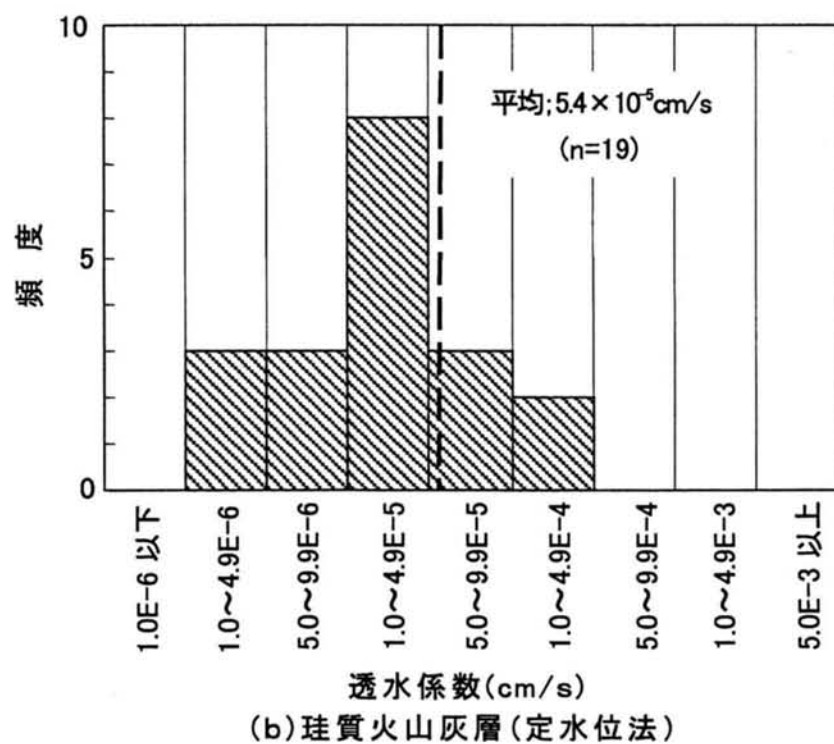


図-6. 2. 3 珪質火山灰層の透水試験結果

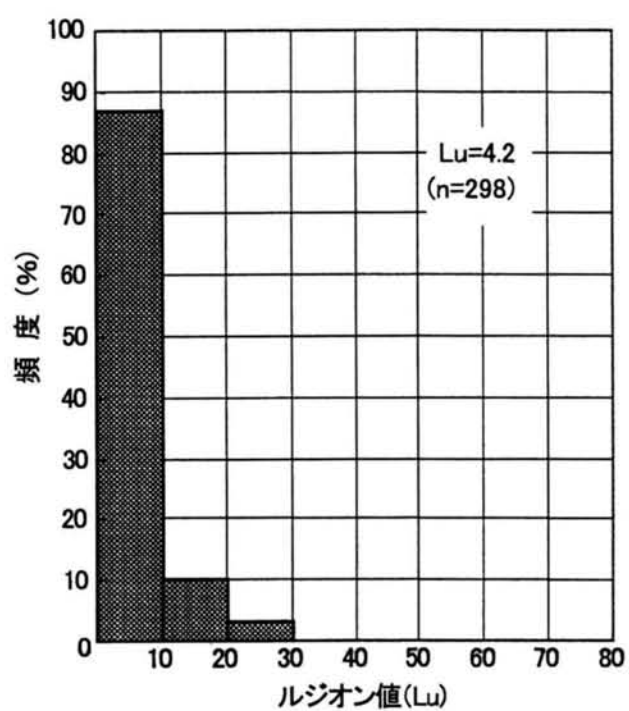


図-6. 2. 4 火山礫凝灰岩のルジオン値分布

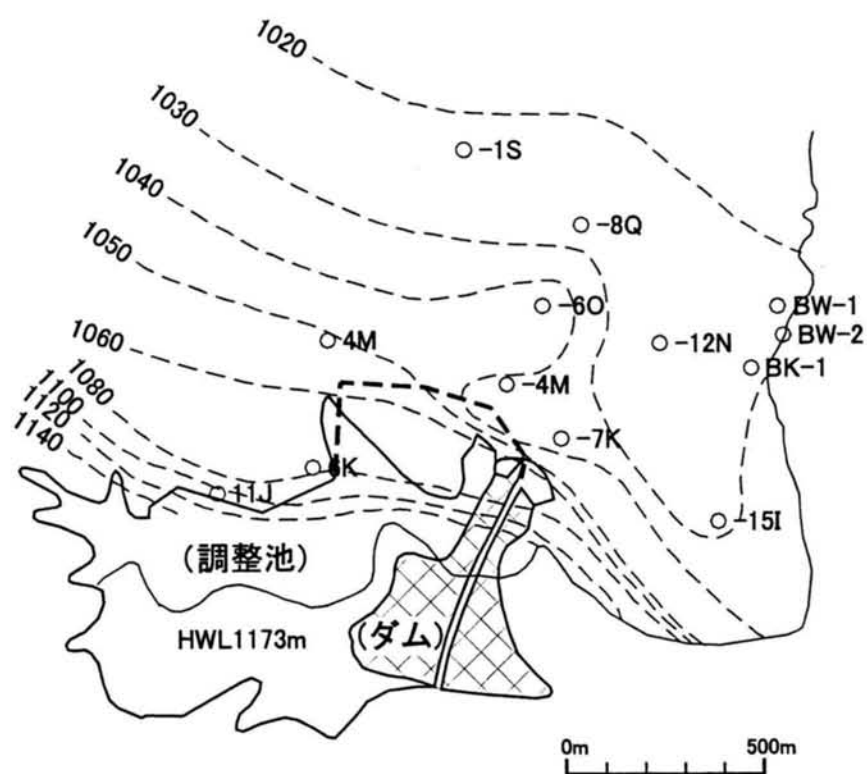


図-6. 2. 5 火山礫凝灰岩上面の等高線

6. 2. 2 輝石安山岩の節理特性と透水性

輝石安山岩は、岩石自体は堅硬緻密であるが、溶岩の特徴である板状節理が著しく発達した岩盤である。その傾斜は水平に近く、開口割れ目はこれを交差する形で認められる。輝石安山岩の露頭写真を写真－6. 2. 1～2に示すが、板状節理とこれに交差する開口割れ目の状況が目視される。図－6. 2. 6に示す調整池左岸リムカーテン沿いのボーリング孔（5孔（トンネルゾーン；DP-10-1～3の3孔，明りAゾーン；BTV-1～2の2孔）延長253m）にて実施したボアホールテレビ観察（以下「BTV」）の結果、開口割れ目幅の超過確率分布は、図－6. 2. 7に示すとおりであり、5mm以上の割れ目幅を有するものが全体の約5%，10mm以上のものが全体の約2%存在している。ステージ（5m；図中 st と表示）当りの開口割れ目本数は平均約20本であり、この内、幅5mm以上の割れ目がステージ当たり平均1本存在する。各ステージに存在する開口割れ目の中で、割れ目幅最大の割れ目を抽出し、その最大割れ目幅の頻度分布を示すと図－6. 2. 8のとおりであり、観測された最大割れ目幅は35.2mm，最大割れ目幅の平均は11.5mmである。また，1ステージ当たりの間隙率（割れ目幅の総和／5m）は図－6. 2. 9に示すとおりであり，平均1.1%（最大3.6%）である。また割れ目幅と傾斜角度の関係は，図－6. 2. 10に示すとおり，割れ目幅が大きくなるほどその傾斜角度は鉛直に近くなる。開口割れ目幅5mm以上の割れ目について，割れ目密度と傾斜角度を整理すると，表－6. 2. 1，図－6. 2. 11に示すとおりとなる。左岸側のグラウトトンネル内や左岸原石山他の露頭で観測された開口割れ目は，図－6. 2. 12(1),(2)に示すようにいずれにおいて鉛直に近い急傾斜のものが卓越し，走行においては卓越した方向が明瞭でない。

以上のように透水性を支配する開口割れ目が密に発達し，これらに卓越する走行が認められない特徴を踏まえると，当地点の輝石安山岩層は広域的には開口割れ目の密なネットワークを有し，巨視的に見て面的な異方性は低いと考えられる。

同岩盤に対して左岸山体における調査孔（図－6. 2. 1(1)に示す地下水位観測孔と同じ）ならびに左岸リムカーテンライン沿い（次に述べる止水対策工における注入孔を利用）にルジオン試験を実施した。試験結果は図－6. 2. 13(1)に示すとおりであり，地下水以下のステージでは，平均12Lu（ただし試験時昇圧できずルジオン値の算定が不可となる2ステージ（全ステージの2.3%）を除く）であるのに対して，地下水位以上のステージでは，平均31Lu（ルジオン値算出不可の9ステー

ジ（全ステージの 2.7%）を除く）と高く、50Lu を超えるステージも 10%以上存在する。また、左岸山体に点在する調査孔（10 孔）のデータによると、図-6. 2. 13（2）に示すとおり、地下水位以下のステージでは平均 16Lu、地下水位以上では平均 44Lu となる。なお、この地下水位で区分化した輝石安山岩は、地層形成において時期を異にした溶岩流によるものと地質的には判断される。



写真-6. 2. 1



写真-6. 2. 2

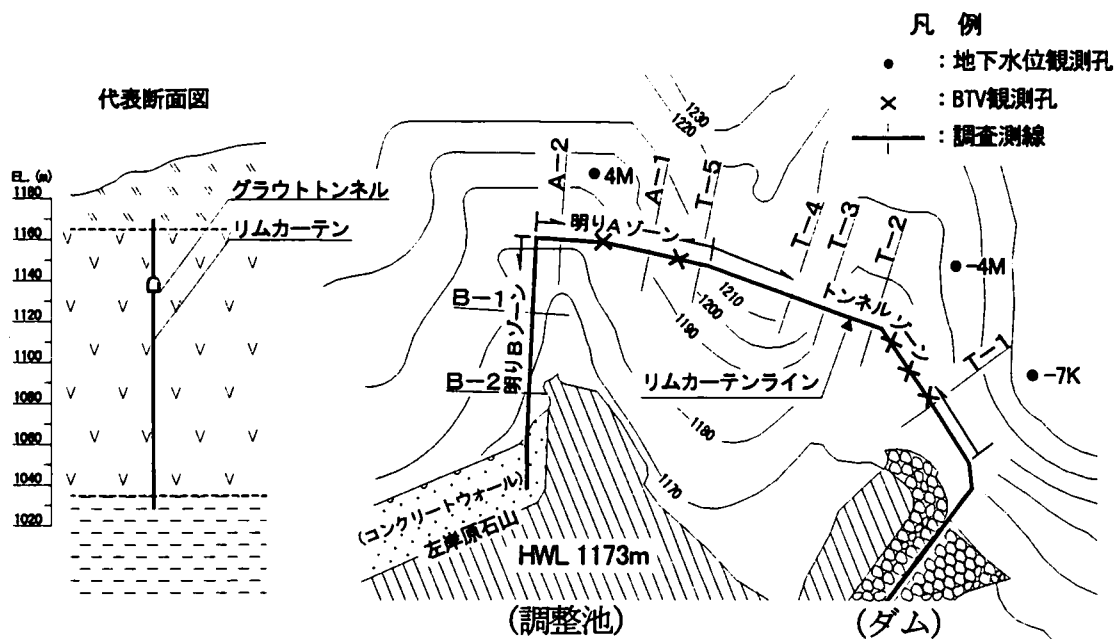


図-6. 2. 6 リムカーテンライン平面図

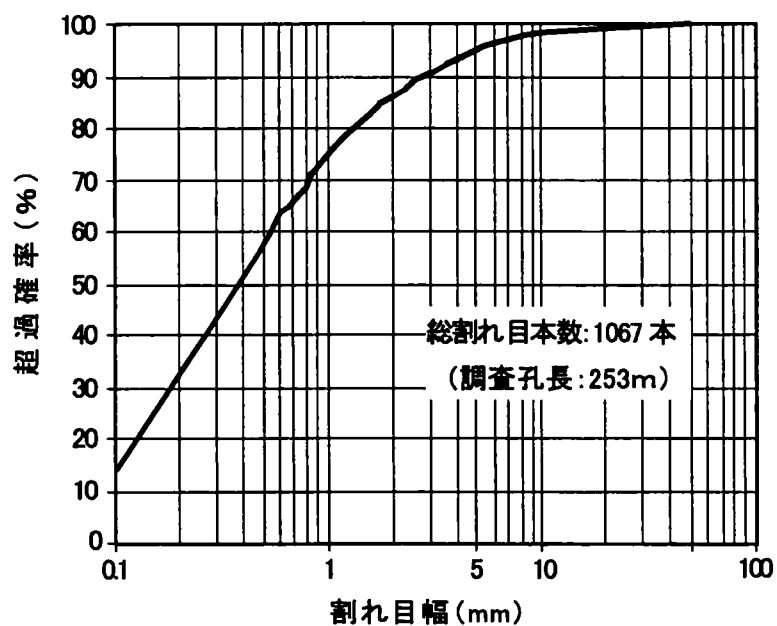
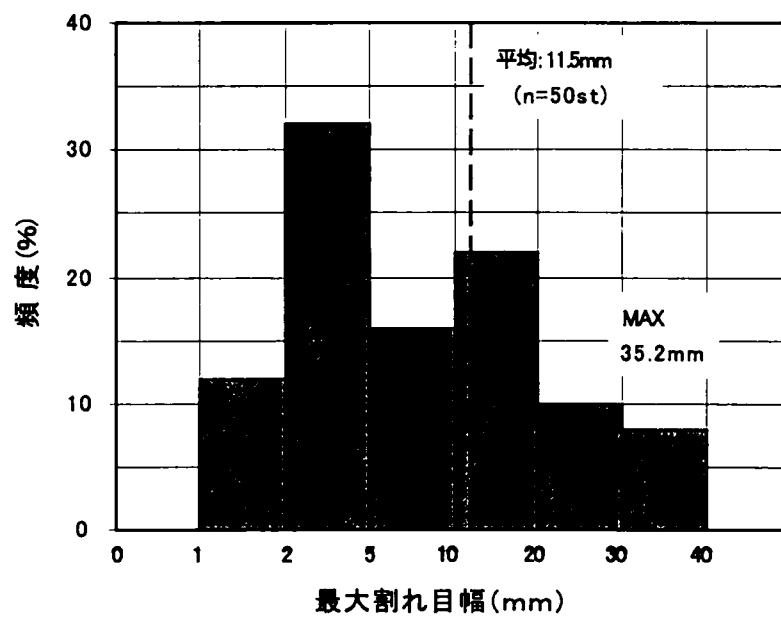
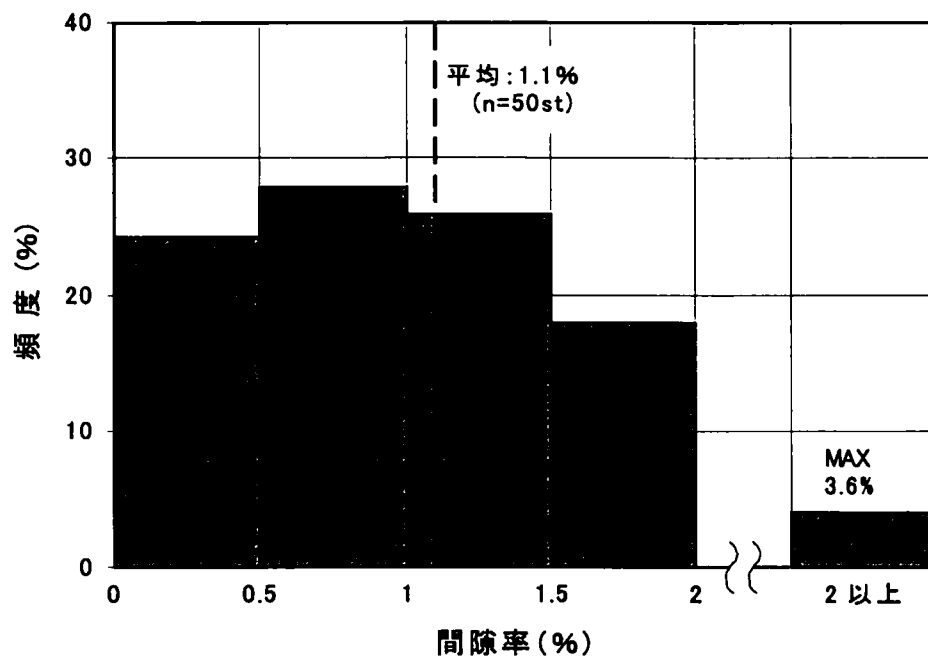


図-6. 2. 7 割れ目幅の超過確率図



図－6．2．8 1ステージ (5m) 当たりの最大割れ目幅の頻度分布図



図－6．2．9 間隙率の頻度分布図

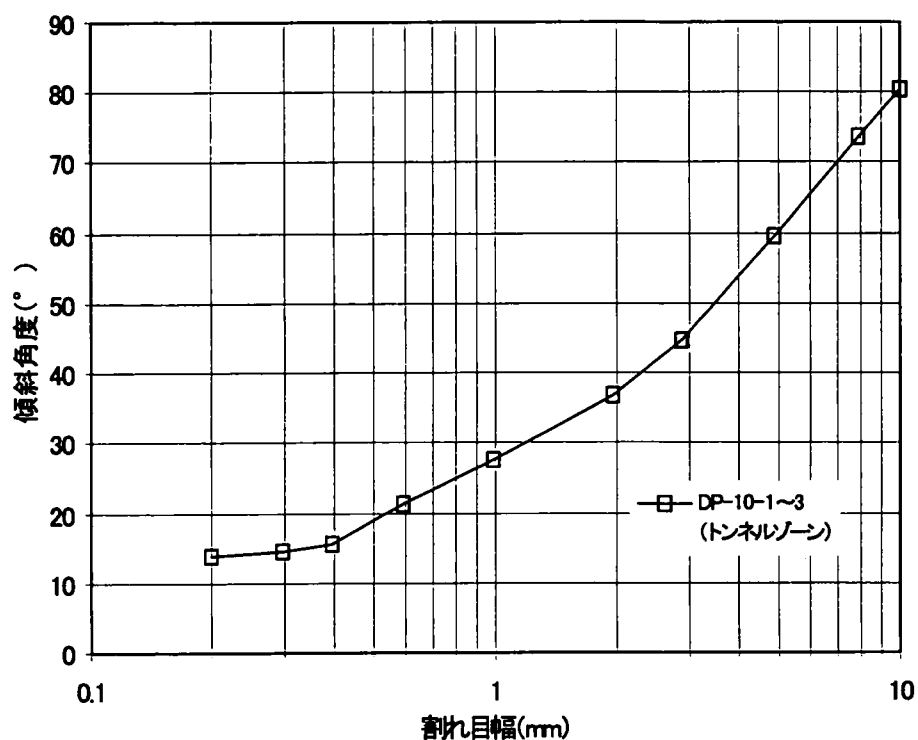
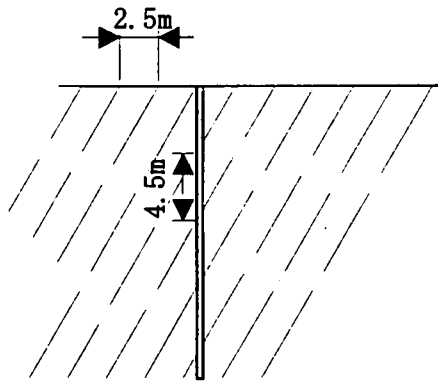


図-6. 2. 10 卓越節理の割れ目幅と傾斜角度の関係

表-6. 2. 1 開口幅 5 mm 以上の割れ目の整理結果

	DP-10-1	DP-10-2	DP-10-3	BTV-1	BTV-2
観 測 延 長 (m)	48.6	43.6	33.2	75.5	68.0
幅 5 mm 以上の割れ目数	10	9	6	30	8
幅 10 mm 以上の割れ目数	6	2	0	11	3
幅 5 mm 以上の割れ目密度 (n/m)	0.21	0.21	0.18	0.39	0.12
	0.22 (1本/4.5m)				
幅 10 mm 以上の割れ目密度 (n/m)	0.12	0.05	0	0.14	0.04
	0.08 (1本/12.5m)				
幅 5 mm 以上の割れ目平均傾斜角 (°)	66	68	65	52	72
	61				
幅 10 mm 以上の割れ目平均傾斜角 (°)	73	55	-	66	56
	67				

幅 5mm以上の割れ目の出現形態



幅 10mm以上の割れ目の出現形態

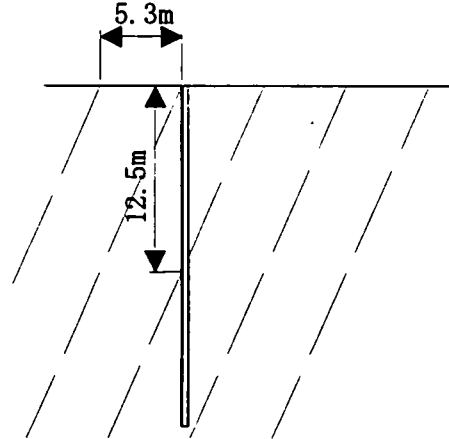


図-6. 2. 1 1 割れ目の出現形態模式図

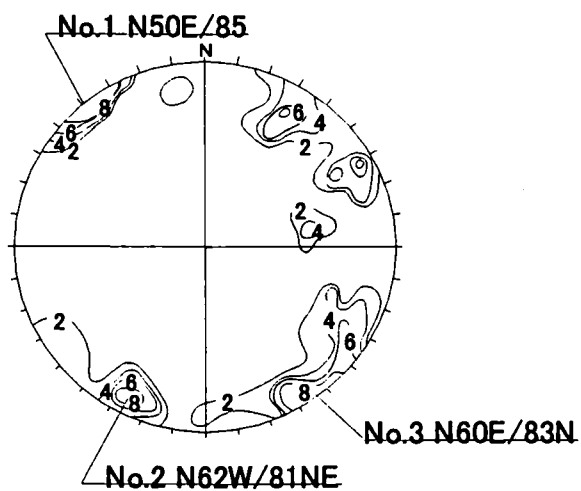


図-6. 2. 1 2 (1)

シュミットネットによる開口割れ目の
密度分布(n=179) (単位: %)

〈グラウトトンネル内での開口割れ目〉

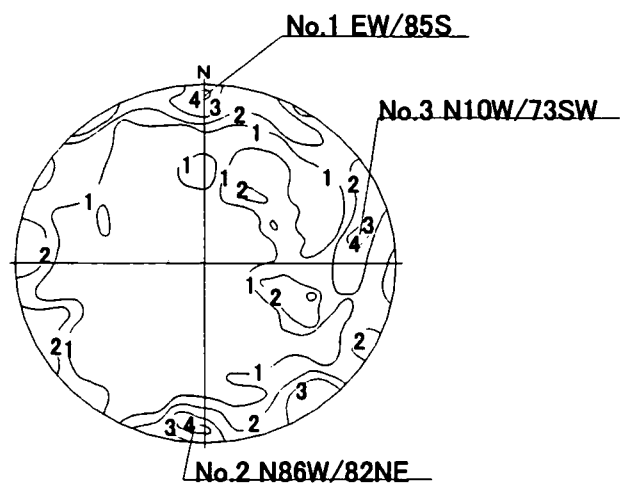


図-6. 2. 1 2 (2)

シュミットネットによる開口割れ目の
密度分布(n=92) (単位: %)

〈左岸原石山他露頭での開口割れ目〉

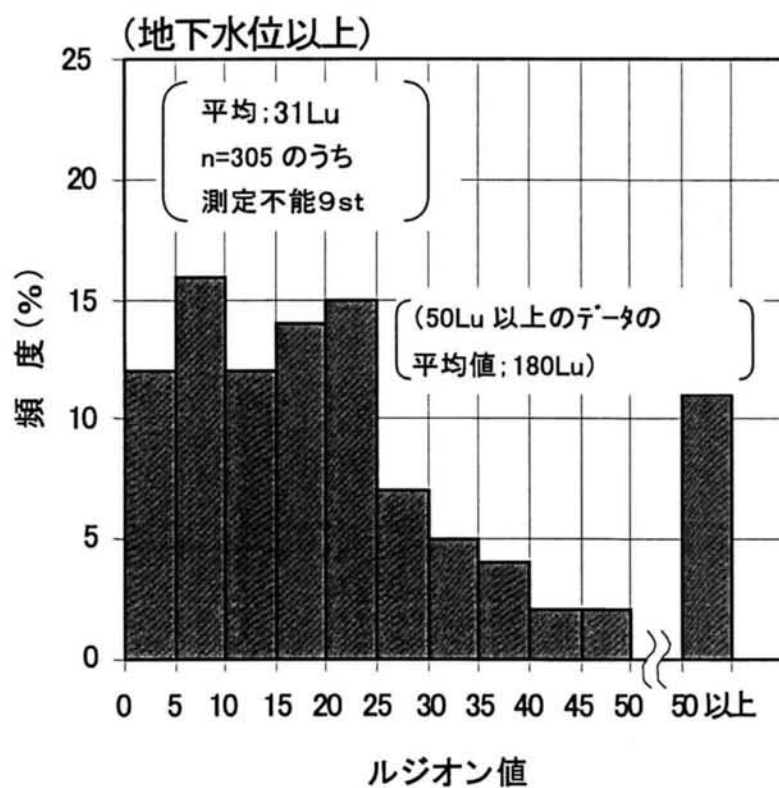
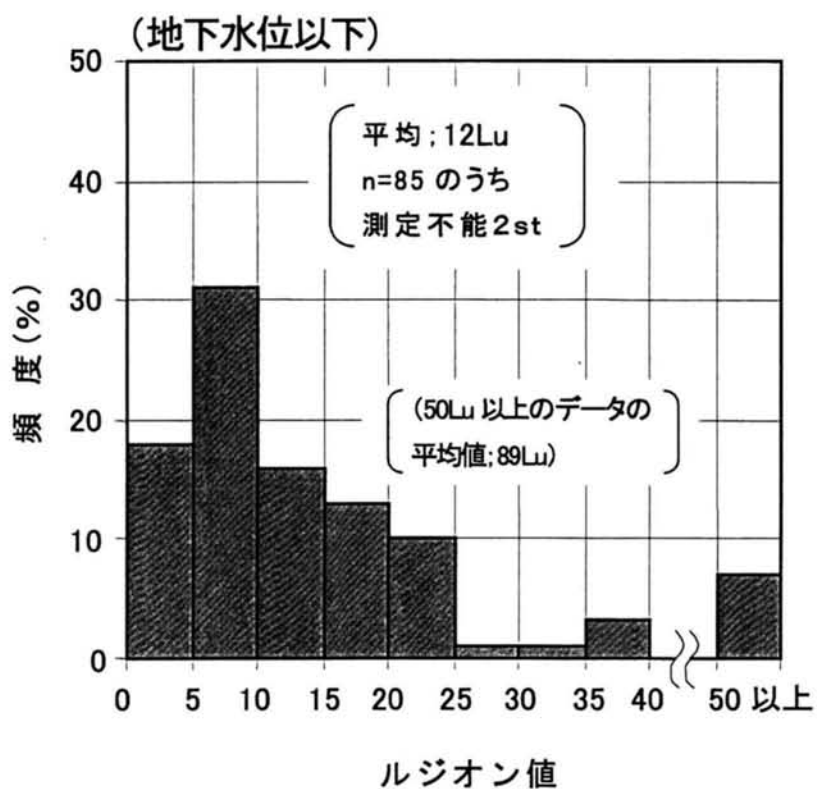


図-6. 2.13 (1) 輝石安山岩のルジオン値の頻度分布図
(左岸リムカーテンパイロット孔・調査孔のデータ)

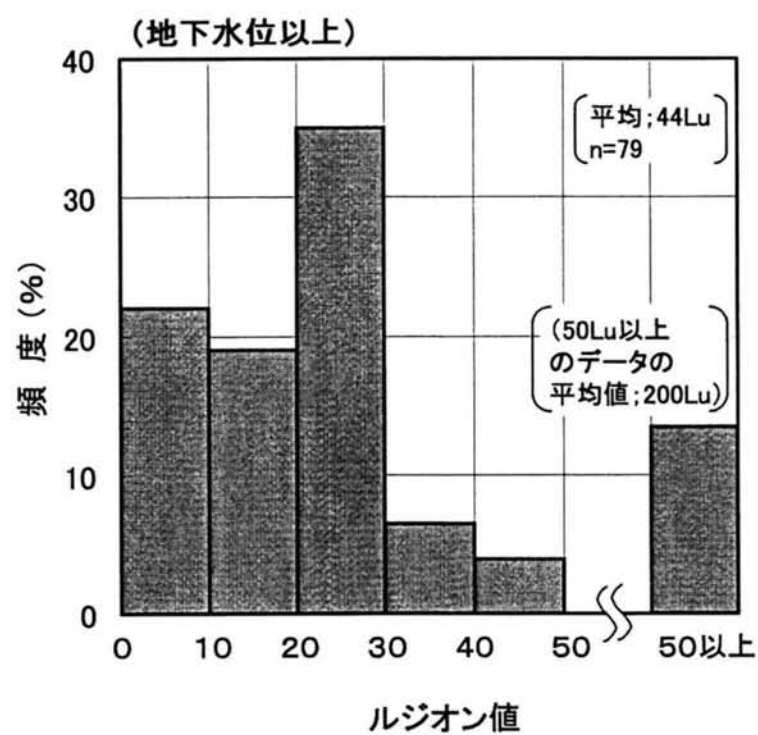
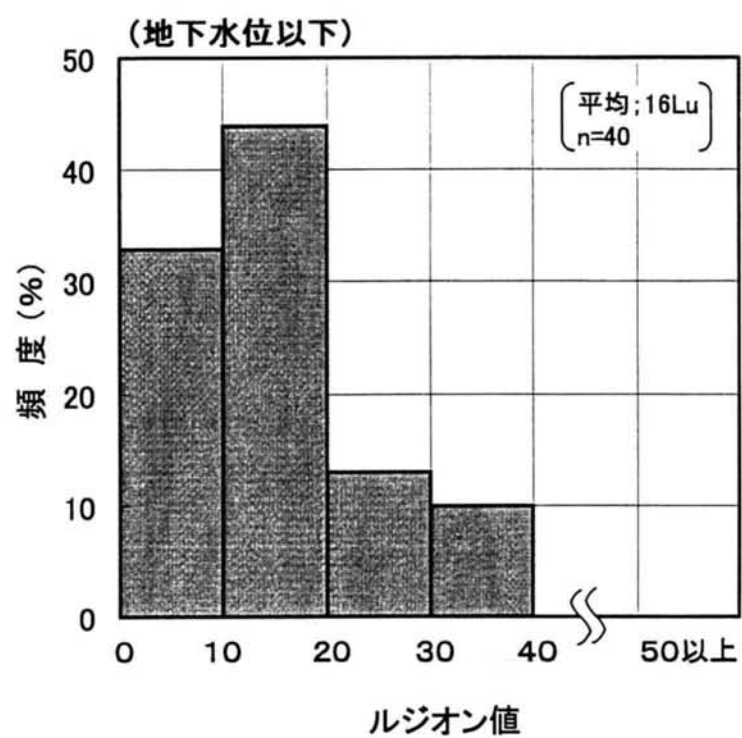


図-3.2.13(2) 輝石安山岩のルジオン値の頻度分布図 (調査孔データのみ)

6. 2. 3 浸透流量の予測と実績

1) 止水対策工

前述のとおり，調整池左岸に分布する輝石安山岩層は，下記の水理地質的な課題を有していることから，調整池左岸沿いに止水を目的としたリムカーテンを施工した⁶⁾。

- ・開口割れ目が密に認められ，透水性も極めて高い箇所が存在すること
- ・またこれに起因してと思われるが地下水位もダム左岸調整池近傍においてダム湛水位(満水位)に比べ数 10m 以上低いこと

リムカーテンラインは図-6. 2. 6に示すとおりであり，ダム側 400m はグラウトトンネルを利用してまたそれに接続するリムカーテンは明りから施工した。リムカーテンライン沿いの地質は図-6. 2. 14に示すとおりである。代表断面は図-6. 2. 6に示すとおりであり，施工範囲は輝石安山岩全層を対象に下位は難透水性の火山礫凝灰岩までまた上位については同じく難透水性の珪質火山灰層までとした。

グラウチングの注入仕様は，通常のセメントグラウチングを基本として，表-6. 2. 2のように注入基準を定めた。大量に注入されるステージにおいては骨材プラントから発生するスラッジやベントナイトを増量材，増粘材として活用した。⁶⁾ 改良目標を 5Lu として，単列のリムカーテンを形成した。

施工ライン箇所別の注入実績は表-6. 2. 3のとおりであり，いずれの箇所も 5Lu までの改良に平均注入量で 500kg/m を超える注入量を要した。特にスラッジ注入量も多い実績から分かるように大量に注入されるステージも少なくなかった。

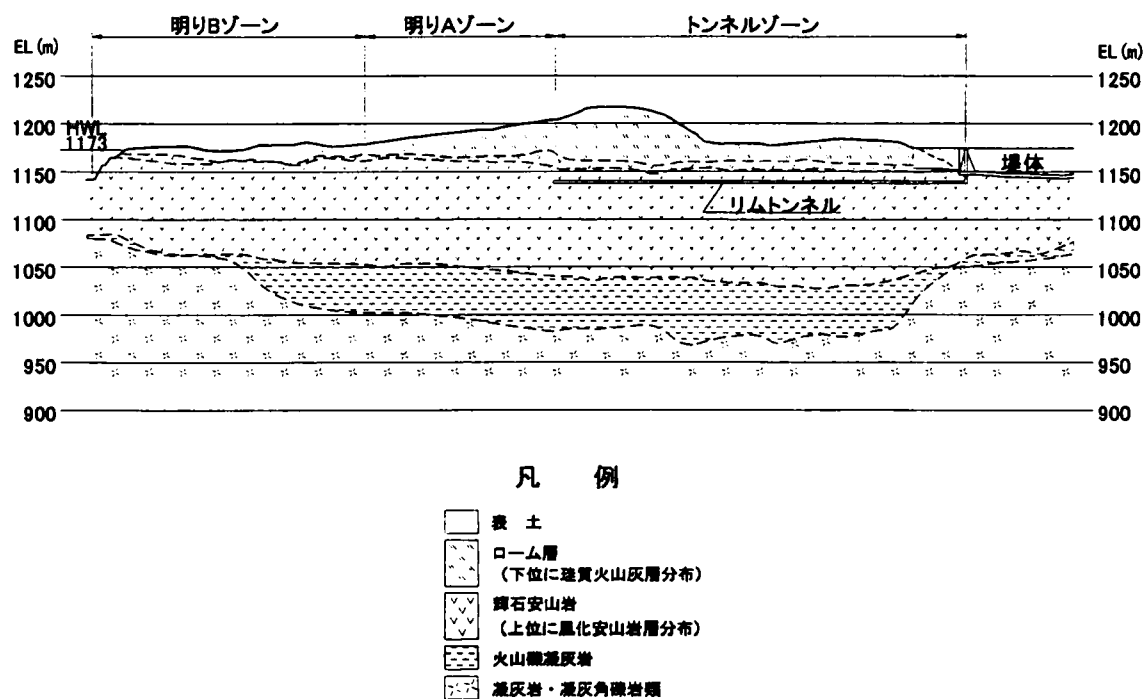


図-6.2.14 地 質 断 面 図

表-6.2.3 施工箇所別注入実績表

項 目	単位	トンネルゾーン	明り Aゾーン	明り Bゾーン	合計
注 入 長	m	51,809	10,935	6,035	68,879
セメント注入量	ton	26,198	5,772	2,845	34,815
スラッシュ注入量	m ³	9,411	2,181	1,350	12,942
単位注入量	Kg/m	642	677	639	646

表-6. 2. 2 セメントグラウチングの注入仕様

項 目	内 容																																																							
1. 処 理 範 囲	各区域とも処理対象の主体は安山岩層（風化安山岩層）であるが、同層の上・下位に存在するローム層と火山礫凝灰岩層（あるいは第三紀層）の止水性（5Lu以下）を確認するまでの安山岩層との境界層は、グラウチング処理することとした。																																																							
2. 標準パターン及びステージ割り	<table><tr><td></td><td>トンネルリム</td><td>明りリム</td></tr><tr><td>パイロット孔間隔</td><td>2.4m</td><td>2.4m</td></tr><tr><td>ステージ割</td><td>5m</td><td>5m</td></tr></table>		トンネルリム	明りリム	パイロット孔間隔	2.4m	2.4m	ステージ割	5m	5m																																														
	トンネルリム	明りリム																																																						
パイロット孔間隔	2.4m	2.4m																																																						
ステージ割	5m	5m																																																						
3. 削孔ならびに注入工法	削孔はロータリーボーリング、注入はステージグラウチングで実施した。																																																							
4. 注 入 材 料	普通セメントによるセメントグラウトを主体とし、注入量が多い場合には、スラッジグラウト、セメントベントナイトグラウトならびにモルタルグラウトを使用した。																																																							
5. 配 合	a. セメントグラウト W/C=10, 6, 4, 2, 1.5, 1, 0.8（W：水，C：普通セメント） b. スラッジグラウト A配合：W/(C+L+B)=1, C/(C+L+B)=0.7, B/(B+L)=0.1(重量比) B配合：W/(C+L+B)=1, C/(C+L+B)=0.5, B/(B+L)=0.1(重量比) （L：スラッジ，B：ベントナイト（豊順#250）） c. モルタルグラウト W/(C+B+S)=0.7, S/C=0.15, B/C=0.05（重量比） （S＝砂（-2.5mm））																																																							
6. 配 合 切 換	a. 初期配合 <table><tr><td></td><td>トンネルリム</td><td>明りリム</td></tr><tr><td>初期 配 合</td><td>W/C=10</td><td>W/C=10</td></tr></table> b. 配合切換 <table><tr><th rowspan="2">区域</th><th rowspan="2">配合</th><th colspan="8">セメントグラウト(W/C)</th><th rowspan="2">高粘性グラウト</th></tr><tr><th>10</th><th>6</th><th>4</th><th>2</th><th>1.5</th><th>1.3</th><th>1</th><th>0.8</th></tr><tr><td>・トンネルリム</td><td rowspan="2">}</td><td>1</td><td>3</td><td>5</td><td>5</td><td>3</td><td>3</td><td>—</td><td rowspan="2">セメントグラウト 5,000～10,000ℓ/ステージ 注入後、スラッジグラウトに切換えた。</td></tr><tr><td>・明りリム</td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td></tr><tr><td colspan="11">※</td></tr></table> ※：単位はバッチ（1バッチとは、練上量で約200ℓ）		トンネルリム	明りリム	初期 配 合	W/C=10	W/C=10	区域	配合	セメントグラウト(W/C)								高粘性グラウト	10	6	4	2	1.5	1.3	1	0.8	・トンネルリム	}	1	3	5	5	3	3	—	セメントグラウト 5,000～10,000ℓ/ステージ 注入後、スラッジグラウトに切換えた。	・明りリム									※										
	トンネルリム	明りリム																																																						
初期 配 合	W/C=10	W/C=10																																																						
区域	配合	セメントグラウト(W/C)								高粘性グラウト																																														
		10	6	4	2	1.5	1.3	1	0.8																																															
・トンネルリム	}	1	3	5	5	3	3	—	セメントグラウト 5,000～10,000ℓ/ステージ 注入後、スラッジグラウトに切換えた。																																															
・明りリム																																																								
※																																																								
c. 中断ならびに再注入	注入状況に応じて、10,000～20,000ℓ/ステージ注入した時点で中断した。 再注入時は、中断時の配合で注入し、最高注入圧力は注入ステージの規定注入最高圧力の1/2以下とした。																																																							
7. 注 入 圧 力	<table><tr><th>区域</th><th>注入最高圧力（Pmax：kg/cm²）</th></tr><tr><td>トンネルリム 上向孔</td><td>・ Pmax≤9-i（i＝上向きステージ数） ・ リムトンネルより上部については、一部地表より施工したが、この時の注入圧力は、ロ元ゲージ圧で最高0.5kg/cm²とした。</td></tr><tr><td>下向孔</td><td>・ 安山岩層：Pmax≤5+5i≤40kg/cm²（i＝下向きステージ数） ・ 火山礫凝灰岩層：Pmax=10kg/cm² ・ 風化安山岩層 P～2次孔＝Pmax≤5i（安山岩層に入ってからステージ数）</td></tr></table>	区域	注入最高圧力（Pmax：kg/cm ² ）	トンネルリム 上向孔	・ Pmax≤9-i（i＝上向きステージ数） ・ リムトンネルより上部については、一部地表より施工したが、この時の注入圧力は、ロ元ゲージ圧で最高0.5kg/cm ² とした。	下向孔	・ 安山岩層：Pmax≤5+5i≤40kg/cm ² （i＝下向きステージ数） ・ 火山礫凝灰岩層：Pmax=10kg/cm ² ・ 風化安山岩層 P～2次孔＝Pmax≤5i（安山岩層に入ってからステージ数）																																																	
区域	注入最高圧力（Pmax：kg/cm ² ）																																																							
トンネルリム 上向孔	・ Pmax≤9-i（i＝上向きステージ数） ・ リムトンネルより上部については、一部地表より施工したが、この時の注入圧力は、ロ元ゲージ圧で最高0.5kg/cm ² とした。																																																							
下向孔	・ 安山岩層：Pmax≤5+5i≤40kg/cm ² （i＝下向きステージ数） ・ 火山礫凝灰岩層：Pmax=10kg/cm ² ・ 風化安山岩層 P～2次孔＝Pmax≤5i（安山岩層に入ってからステージ数）																																																							
8. 追 加 基 準	a. 最終次数孔（あるいはチェック孔）での注入前レジオン値の最大が2.0Lu以下。 b. 最終次数孔（あるいはチェック孔）での注入前レジオン値の1.0Lu超過率が10%以内。																																																							

2) 浸透流量予測

先に述べたように開口割れ目は密に分布し、その走行には卓越する傾向が無く巨視的に見て異方性は低いと考えられること、また透水層である輝石安山岩層や不透水基盤が水平構造を持って分布していることから、解析モデルとしては異方性を持たない連続体と考え、準三次元浸透流解析を適用することとした^{7)~9)}。地形ならびに水理地質構造の特徴を踏まえ、次のように解析条件を設定し、湛水時の浸透流量を予測解析した。

①解析領域と解析条件

解析領域は図-6.2.15に示すとおり調整池左岸流域を包含する範囲とし、北側は湛水末端からほぼ流域境界沿いに、また東側は河川沿いに境界を取り、下流側（流出側）は輝石安山岩の下位に分布する火山礫凝灰岩の露頭線とした。（図-6.2.1 (1)参照）

境界条件としては図-6.2.15に示すように、北側境界は水の出入りがない不透水境界とし、河川境界は河川の水位標高を設定した。流入部境界はリムカーテン沿いとし、湛水位を設定した。

地山の地下水涵養量については、流域の岩相が火山灰(パミス)に覆われる地域では基底比流量として $0.03 \sim 0.04 \text{ m}^3/\text{s}/\text{km}^2$ ($2.5 \sim 3.5 \text{ mm/日}$)とされる¹⁰⁾ことから、 3 mm/日 とした。

不透水基盤標高としては、難透水性の火山礫凝灰岩の上盤とし、図-6.2.1 (2)に示す地質構造を踏まえ地形に調和する形で設定した。

解析流量については図-6.2.15に示す流出境界ならびに河川境界での計算流量の総和とした。

なお解析領域に分布する輝石安山岩層の透水性に関しては局所的には開口割れ目の分布やその性状によって変化すると考えられるが、巨視的には6.2.2で述べたように異方性が少ないと考えられることを踏まえ、全領域に平均的な透水性を一律に設定することとした。

②予測解析結果と湛水時の浸透流量実績

湛水により新たに冠水する領域は現状の地下水位以上の輝石安山岩層と考えられる。同箇所の透水性は図-6.2.13から平均的には30Lu程度（換算係数 $1 \text{ Lu} = 1 \times 10^{-5} \text{ cm/s}$ として、 $3 \times 10^{-4} \text{ cm/s}$ 相当）であるが、高ルジオン値を示すステージや測定

不可能な高透水性のステージが存在することから、湛水による浸透流量の予測に関しては安全側の評価となるように輝石安山岩の透水性として、 $1 \times 10^{-3} \text{cm/s}$ を設定した。リムカーテンの透水性は改良目標の 5 ルジオン ($5 \times 10^{-5} \text{cm/s}$ 相当) で厚さはグラウトの注入量から推定して平均的に 10m の厚さと設定して、湛水過程での浸透流量の増分を予測解析した。

その結果、湛水に伴う浸透流量の増分は、中間水位 (WL.1160m) で約 $3500 \text{m}^3/\text{日}$ 、満水位 (WL.1173m) で約 $5000 \text{m}^3/\text{日}$ と予測された。

以上の予測を踏まえ湛水したところ、左岸を経由する浸透流量 (貯水位一定時の日当たり貯水位低下量から算出) は図-6. 2.16 に示すようになり、中間水位手前まで一定の増大をし、それ以上の水位になると浸透流量は急増する傾向が認められた。満水位では予測値を大きく上回る結果となった。

以上の結果、輝石安山岩の透水性は、解析で想定した値よりもさらに大きく、かつ中間水位付近以上の高標高部ではリムカーテンの仕上がりにも問題があることを示唆するものであると推察された。

このような結果を踏まえ、次節で述べる調査・検討を進めることとした。

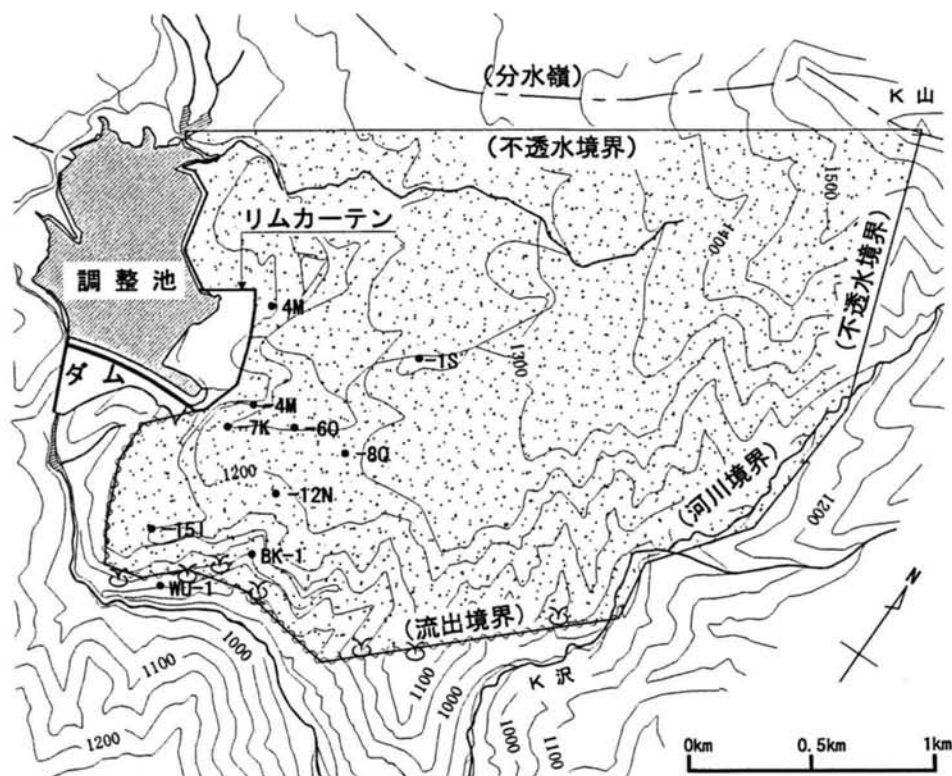
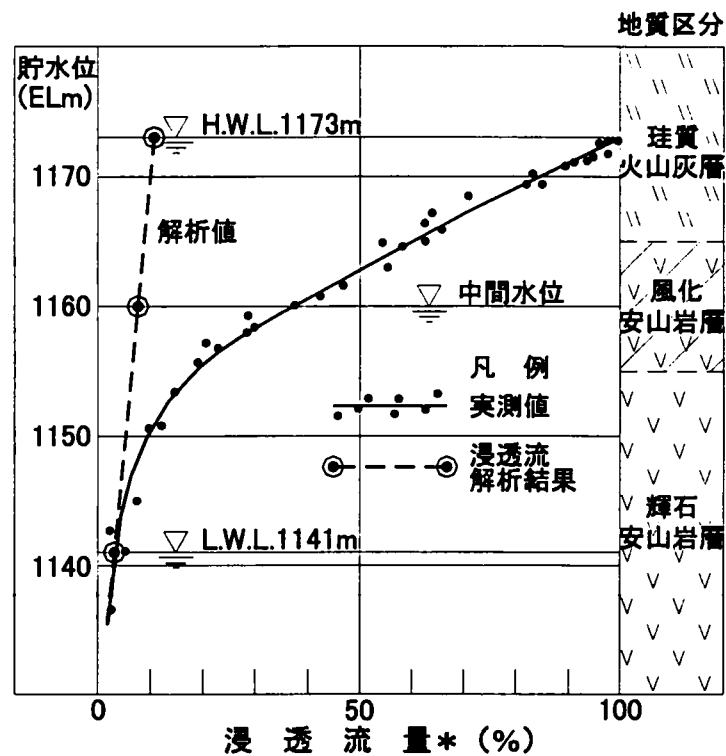


図-6. 2.15 解析領域図



* 浸透流量は，H.W.L.の浸透流量を100として各貯水レベルでの同量を相対表示

図－6．2．16 貯水位と浸透流量との関係

6. 3 輝石安山岩層の透水性の再評価

開口割れ目の発達した輝石安山岩の透水性については、通常のルジオン試験の結果によると6. 2. 2で述べたように、平均的には10~30Lu（ただし測定不能ステージを除く）程度と評価された。

開口割れ目の発達した高透水性岩盤におけるルジオン試験においては、5. 3で述べたように、ルジオン値は層流状態でのルジオン値より小さく評価される傾向がある。

湛水によって生じる輝石安山岩層の割れ目内の水の流れに関してそのレイノルズ数を式(6.1)により試算した。その結果、想定されるレイノルズ数は高々数10程度以下であり、水の流れは層流状態であるものと考えられる。

$$\begin{aligned} Re &= 2Vt / \nu \\ &= 2Vt\rho / \mu = 5 \sim 30 \end{aligned} \quad (6.1)$$

ここで、 v は流速、 t は割れ目幅、 ν は水の動粘性係数、 ρ は密度、 μ は粘性係数である。 v はトレーサー調査の結果（後述する）、0.05~0.1cm/s、 t はBTV調査の結果、平均1cm~最大3cm、また ν は0.01cm²/sと設定した。

以上の知見から湛水に伴う調整池からの浸透流問題を扱う場合、透水層である輝石安山岩層の層流状態での透水性が重要となる。

層流状態での透水性を評価するため、5. 3で述べたように、高粘性流体を用いた透水試験と通常のルジオン試験を同時に行い、同一岩盤における層流状態でのルジオン値と乱流状態でのルジオン値を比較した。

さらに、輝石安山岩層内の湛水前の地下水流動は前述の試算結果からも層流状態と想定され、この地下水流動に基づいた流域の水収支モデル解析やトレーサー調査により、輝石安山岩層総体の平均的な透水性をマクロ的に評価した。

6. 3. 1 高粘性流体試験による透水性の評価

Tダムサイトにおける高粘性流体を用いた透水試験の結果は前章の5. 3で詳述した。ルジオン試験結果（乱流状態でのルジオン値； Lu_1 と称す）と高粘性流体試験の結果（層流状態でのルジオン値； Lu_2 と称す）の関係は図—5. 3. 8に示すとおりであるが、Tダムサイトのデータだけを抜き出して表示すると図—6. 3. 1となる。 Lu_2 は Lu_1 に比べ10～数十倍程度の大きな値となり、 Lu_1 が10Lu程度まではルジオン値が大きくなるほどその乖離度は大きくなるが、10Lu以上ではルジオン値の増加に伴うその乖離度の増加率は緩やかとなる傾向が認められる。

6. 2. 2で述べたように輝石安山岩の透水性は通常ルジオン試験の結果では、地下水位以上では平均31Lu（測定不能のステージを除く）、地下水位以下では平均12Lu（同）となった。図—6. 2. 13（1）の個々のデータを図—6. 3. 1に示した相関式により換算して層流状態でのルジオン値を予測すれば地下水位以上では1200Lu程度、地下水位以下では430Lu程度となった、これを透水係数に換算（ $1Lu = 1 \times 10^{-5} \text{cm/s}$ と設定）するとそれぞれ $1.2 \times 10^{-2} \text{cm/s}$ 程度、 $4.3 \times 10^{-3} \text{cm/s}$ 程度と推察される。

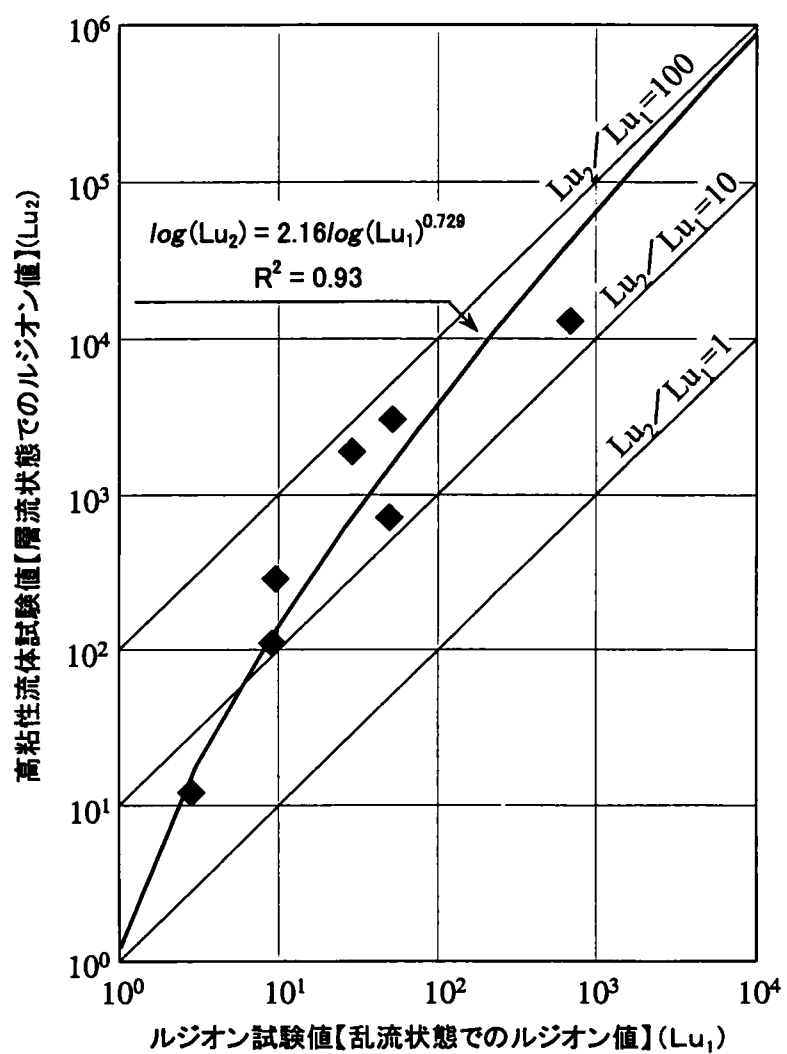


図-6. 3. 1 Lu_1 と Lu_2 の関係

6. 3. 2 流域の水収支モデルから推定される透水性

当地点は、水理地質構造として水平構造を有し、中間深度における難透水性層ならびにさらに深部における難透水性基盤から流出する地下水流に関して、長年にわたる水文・気象観測データの蓄積があり、これらを踏まえて水収支解析による検討を行うこととした。

1) 水収支モデル

前述した水理地質構造を踏まえ水収支モデルを図-6. 3. 2のように設定した。

図中に示す記号に関して、P は年間降水量、E は蒸発散量、Fs は表面流出量、F1 は浅層（ローム層）からの流出量、F2 は深層（輝石安山岩層）からの流出量、R1 はローム層への涵養量、R2 は輝石安山岩層への涵養量、R3 は流域外流出（マイナスは他流域からの流入）である。

地下水涵養域での水収支は一般的に次式のように表現される¹¹⁾。

$$P - F_s - R - E = \Delta S \quad (6.14)$$

ここで、R は地下水涵養量、 ΔS は地表水ならびに地下水の貯留量変化である。

ただし、年単位で定常的な水収支を検討する場合、 $\Delta S = 0$ と考えられる。

よって、当地点における年単位での水収支の基本式は次のとおりとなる。

$$\text{地表面：} P = E + F_s + R_1$$

$$\text{ローム層内：} R_1 = F_1 + R_2$$

$$\text{輝石安山岩層内：} R_2 = F_2 + R_3$$

以上の水収支式に基づき、水文・気象記録を用いてローム層ならびに輝石安山岩層からの流出量またそれらの層への地下水涵養量を求めることとした。必要な水文・気象記録はダムサイトにて観測記録した5年間(S53～S57)のデータを用いた⁶⁾。

2) 降水量と蒸発散量

・年降水量(P)

年間降雨量（平均）=1280mm（4月～11月）

年間降雪量（平均）=13.6m(12月～3月)

雪の密度は、ダム地点での実測結果、0.10～0.12の範囲とした。

よって、年降水量(P)=2640～2910mm/年となる。

・蒸発散量 (E)

Thornthwaite 法により月平均気温データに基づき、蒸発散量を計算で求めた。

この結果、蒸発散量 (E) は 550 mm/年となる。

この値は同法により全国的に示された可能蒸発散量の分布による値や上越の近傍地点データとも概ね一致する。¹⁰⁾

3) 流出量

流出量については、図-6. 2. 1 (1) に示すとおり左岸流域に設けられた上流域の D 測水所、ダム下流域の H1 測水所、H2 測水所の流量資料に基づき求めた。

D 測水所はローム層下位にある難透水性の珪質火山灰層を基礎として設置されており、水収支モデルにおける表面流出 (Fs) とローム層からの浅層流出 (F1) が観測されることとなる。また H1、H2 測水所はいずれも輝石安山岩下位の難透水基盤である凝灰岩類をその基礎として設置されており、D 測水所で捕捉される流量に加えて輝石安山岩層からの深層流出量 (F2) をも観測されることとなる。

各測水所の流量資料より、D 測水所、H2 測水所の年流出量 (5 年平均) はそれぞれ 1300mm/年 ($0.041\text{m}^3/\text{s}/\text{km}^2$)、2550mm/年 ($0.081\text{m}^3/\text{s}/\text{km}^2$) である。前述した各測水所の流量観測特性から、 $F_s + F_1 = 1300 \text{ mm/年}$ 、 $F_s + F_1 + F_2 = 2550 \text{ mm/年}$ となる。よって F2 (輝石安山岩層からの深層流出量) は 1250mm/年 ($0.040\text{m}^3/\text{s}/\text{km}^2$) となる。

D 測水所の基底流出量 (355 日流量 (渇水流量相当) とする) は 350mm/年 ($0.011\text{m}^3/\text{s}/\text{km}^2$) であり、これはローム層からの流出量 (F1) と考えられる。

$F_s + F_1 = 1300\text{mm/年}$ 故に表面流出量 (Fs) は 950mm/年となる。

4) 地下涵養量

以上の結果を先の水収支の基本式に代入すると下記の結果を得る。

ローム層への涵養量 (R1) = 1140~1410mm/年

輝石安山岩層への涵養量 (R2) = 790~1060mm/年

流域外流出 (R3) = -460~-190mm/年 (即ち逆に流域外から流入があるとの結果)

これらの結果をまとめると、図-6. 3. 2 の水収支モデルに示すとおりである。

輝石安山岩層からの流出量 (F2) は比流量で $0.040\text{m}^3/\text{s}/\text{km}^2$ となり、これを一日当たりに換算すると約 $18000\text{m}^3/\text{日}$ (左岸流域面積; 5.32km^2) となる。なお図-6. 3. 3 に H1 測水所と H2 測水所の比流量相関図を示すが、ダム下流域の湧水群が両測水所の間にほとんどが集中していることから、この相関図における差分は輝石安山岩層からの流出分とみなせる。この比流量の差分 ($0.025\text{m}^3/\text{s}/\text{km}^2$) を日流

量に換算（H2 測水所の流域面積；10.08km²）すると約 20000m³/日となり，水収支から求めた流出量とほぼ一致する．

5) 輝石安山岩層の透水性評価

左岸山体に分布する輝石安山岩層総体の平均的な透水係数(Ka)は次式で表される．

$$Ka = Q / AI \quad (6.15)$$

ここで，Q は流量（流出量），A は通水断面積，I は動水勾配である．

流量は先の水収支モデルから算出された基底流出量（比流量）0.040m³/s/km²に左岸の流域面積を乗じて 0.21m³/s とする．

動水勾配は，左岸山体の地下水観測孔（－60）から下流湧水群までの平均動水勾配より I=0.1 とする．通水断面積は，下流湧水群を囲む分水嶺の間隔 500m から下流湧水が散在する最大範囲約 1500m にあるものとし，また地下水水深は動水勾配の基点とした観測孔（－60）での水深 40m を平均的な値として通水断面積を求めることとした．

以上の仮定を踏まえ，左岸山体に分布する輝石安山岩層の平均的な透水係数は，式（6.15）により $K=3.5 \times 10^{-3} \sim 1 \times 10^{-2} \text{cm/s}$ と推定された．

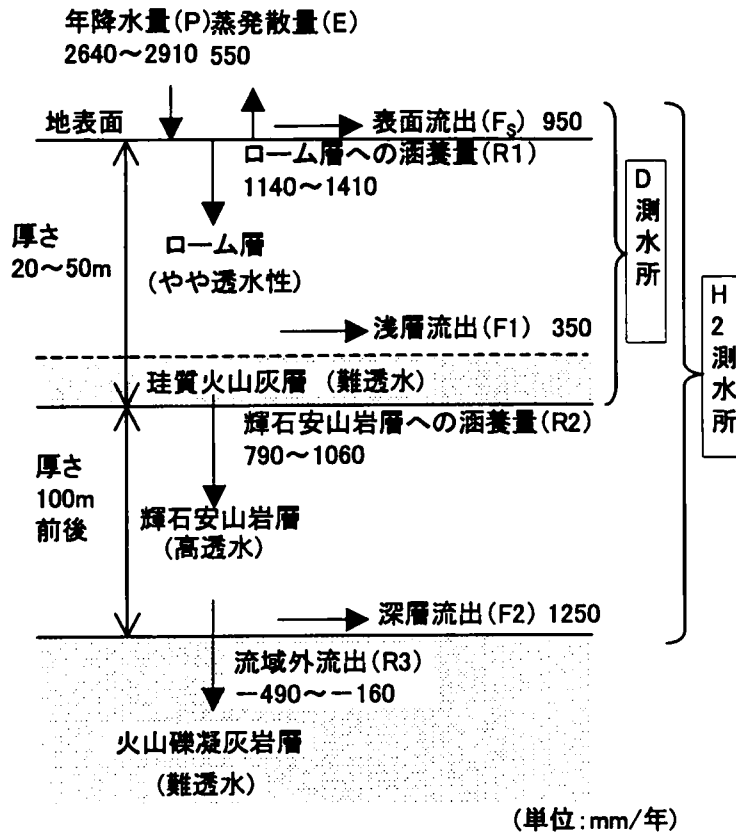


図-6.3.2 流域の水収支モデル

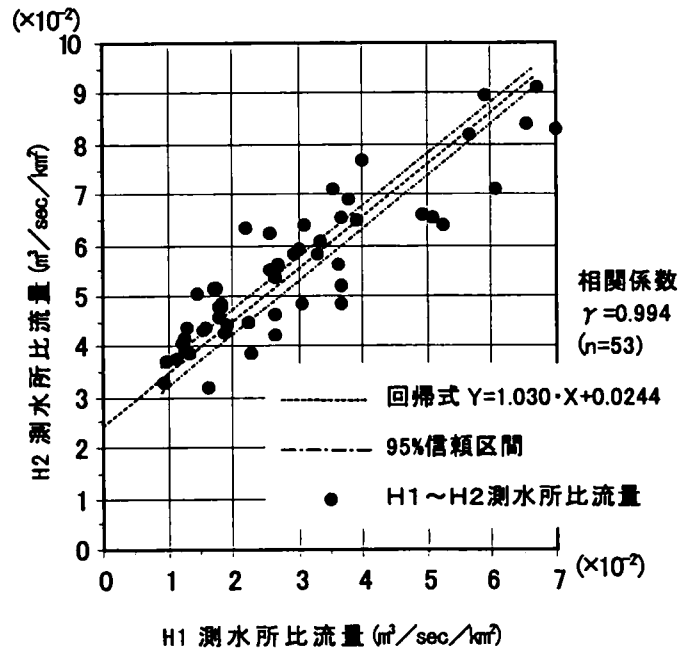


図-6.3.3 H1, H2 測水所比流量相関図

6. 3. 3 地下水流速測定から推定される透水性

水平な水理地質地質構造を有し，地下水の流動は輝石安山岩に限定され，かつ地下水の湧出箇所が集中しており，地下水流の流下傾向が明瞭なことから，トレーサー調査を実施した。

左岸山体の地下水観測孔(－4M，－6O，－8Q：図－6. 2. 1 (1)参照)の輝石安山岩中の地下水にトレーサーを投入し，下流湧水群への到達時間に基づき透水係数を算出した。トレーサーとしては，蛍光染料であるフローレッシェンナトリウム (Fl - Na) やローダミンB (Rh-B)，また塩化カリウム (KCl)，塩化マグネシウム ($MgCl_2$)，塩化リチウム (LiCl) などを用いたが，流下過程での吸着や沈降が少なく検出が容易なフローレッシェンナトリウムが当サイトにおいては最も有効と判断され，これを用いた調査を実施した。トレーサー投入後，流出が確認された湧水箇所では除除に検出濃度は高くなり 10 日程度の後ピークを迎え濃度は低下してゆくパターンであった。

結果は表－6. 3. 2に示すとおりであり，実流速は 0.07m/s (初期到達時間に基づき算出) ならびに 0.04m/s (ピーク到達時間に基づき算出) となる。輝石安山岩の間隙率 (n) は，BTV調査の結果 (図－6. 2. 9) に示すように平均で約 1%，最大では 3.6%であることから $n = 1, 3\%$ の両ケースを設定した。その結果，輝石安山岩層の透水係数は表－6. 3. 3に示すとおりとなる。

トレーサーが流下した範囲の平均的な輝石安山岩層の透水性は，間隙率 (n) が平均的な値(1%程度)の輝石安山岩層が分布する場合は $3.6 \sim 6.4 \times 10^{-3} \text{ cm/s}$ ，間隙率が最大の 3 %程度の輝石安山岩層が分布する場合は $1.1 \sim 1.9 \times 10^{-2} \text{ cm/s}$ と算定される。

6. 3. 4 調査・試験結果のまとめ

以上、高粘性流体透水試験ならびに水収支モデル解析やトレーサー調査に基づき評価した輝石安山岩の層流状態での透水性は、表-6. 3. 4に示すとおり総括される。

ルジオン試験の結果、輝石安山岩層（地下水位以上）の透水性（ Lu_1 ）は平均で 30Lu 程度と評価していたが、高粘性流体試験結果から得られる Lu_1-Lu_2 の相関関係から、個々のデータを Lu_2 （層流状態でのルジオン値）に換算し平均値を求めれば 1200Lu 程度となった。

また、水収支モデル解析やトレーサー調査は、いずれも現状の地下水流動を前提に検討をしており、式(6.1)で評価したとおり、層流状態での流れを基本に透水性を評価しているものと考えられる。またこの両者から推定される透水性は調査対象範囲に広がる輝石安山岩層（地下水位以下）の平均的な透水性と考えられる。その結果マクロ的にみて輝石安山岩層の層流状態での透水性は、岩盤の間隙率の設定条件や水収支解析における仮定条件によって左右されるが、平均的にみて概ね数百～1000Lu（ $1Lu = 1 \times 10^{-5} \text{cm/s}$ と設定）の範囲にあるものと推定された。

以上の水収支解析やトレーサー調査の結果推定された透水性は、解析ならびに調査の対象とした広域的な輝石安山岩層のマクロな平均値である。この対象領域には図-6. 2. 1に示す調査孔（-1S, 4M, -8Q, -6O, -4M など 10 孔）が配置されている。これらについて実施したルジオン試験の結果は図-6. 2. 1 3（2）に示した通りである。これら左岸山体に配置された調査孔における輝石安山岩層の透水性の平均値は、地下水位以上では 44Lu、地下水位以下では 16Lu であり、これらのルジオン試験結果（ Lu_1 ）を個々に上記の Lu_1-Lu_2 相関関係から Lu_2 （層流状態でのルジオン値）に変換し、平均値を求めると地下水位以上では 1600Lu、地下水位以下では 300Lu となる。ここで換算された地下水位以下の透水性（300Lu）は、上記のトレーサー調査や水収支解析により推定された透水性の低い側の値に近い。

以上の結果、左岸山体に分布する輝石安山岩層のマクロな透水性は地下水位以下では数百～1000Lu、また地下水位以上では 1000Lu 以上と推察された。

表-6.3.2 トレーサー調査結果

投入孔	孔内水 (EL. m)	湧出点標 (EL. m)	距離 (m)	動水勾配	初期到達 時間(日)	ピーク到達 時間(日)
-4M	1,068	980	800	0.11	13	24
-6O	1,063	980	750	0.11	12	23
-8Q	1,064	980	740	0.11	12	22

表-6.3.3 輝石安山岩層の透水係数

	透水係数 (cm/sec)	
実流速	n = 1 %	n = 3 %
$v = 0.04 \text{ cm/sec}$	3.6×10^{-3}	1.1×10^{-2}
$v = 0.07 \text{ cm/sec}$	6.4×10^{-3}	1.9×10^{-2}

表-6.3.4 輝石安山岩層の透水性評価結果のまとめ

検討方法	結果
高粘性流体試験による評価	<u>地下水位以上</u> 31Lu (ルジオン試験) → 1200Lu (層流状態への換算値) <u>地下水位以下</u> 12Lu (ルジオン試験) → 430Lu (層流状態への換算値)
流域の水収支モデルによる評価	<u>地下水位以下</u> 350～1000Lu
トレーサー調査による評価	<u>地下水位以下</u> ・空隙率1% (平均値) ; 360～640Lu ・空隙率3% (最大値) ; 1100～1900Lu

(1Lu = $1 \times 10^{-5} \text{ cm/s}$ と設定)

6. 4 浸透流解析による透水性の同定

湛水過程における浸透流量の測定結果や前述の輝石安山岩層の透水性評価結果を踏まえ、6. 2. 3で用いた解析モデルに対して下記の条件を見直し、準三次元浸透流解析を実施し、実測の浸透流挙動（浸透流量と地下水位の実測データ）と比較照合することにより、輝石安山岩層の平均的な透水性を評価することとした。

- ・輝石安山岩層の透水性は、解析対象領域全体の平均的な値として一律、 $4 \times 10^{-3} \text{cm/s}$ $\sim 2 \times 10^{-2} \text{cm/s}$ （400～2000Lu 相当）の範囲で設定する。
- ・輝石安山岩層への地下水涵養量は、同層からの深層流出量相当とし水収支解析結果を踏まえ 3.5 mm/日とする。
- ・湛水過程で浸透流量が急増した標高以上におけるリムカーテンの厚さ、透水性を種々変化させる。

解析においては湛水過程での浸透流量や地下水位の観測結果と照合しながら、岩盤やグラウトカーテンの透水性を同定することとした。湛水過程での解析を進めるに当たり、次の3ステップを選び、順次解析値を実測値と照合させながら解析条件を同定してゆくこととした。

各ステップでの湛水位と地質の関係は図-6. 4. 1に示すとおりである。なお、同図には解析で設定した各地質の透水性を表示した。

①湛水前の解析

下流湧水群における実測の湧出量（約 20000m³/日）ならびに実測地下水位と照合するように、輝石安山岩（地下水位以下）の透水性を同定する。

②中間水位での解析

図-6. 4. 1に示すとおり、この水位になると地下水位以上の輝石安山岩層がほぼ全面浸透流の対象岩盤となる。このステップでの解析は、この湛水位での浸透流量の増分（図-6. 2. 16における浸透流量が急増する前段階での増分）と地下水位実測と照合するように、輝石安山岩層（地下水位以上）の透水性を同定する。

③満水位での解析

中間水位以上になると浸透流量は急増したことから、特にこのステップでの解析は、図-6. 4. 1に示すように主として輝石安山岩層上部、特に風化安山岩におけるリムカーテンの厚さや透水性をパラメーターとして浸透流量の増分（貯水位と浸透流量の関係図（図-6. 2. 16）参照）を再現させるように解析した。

以上の解析結果、①により地下水以下の輝石安山岩は $6 \times 10^{-3} \text{cm/s}$ (600Lu 相当)、また②により地下水位以上の輝石安山岩層は $1 \times 10^{-2} \text{cm/s}$ (1000Lu 相当) と同定された。

③については、図-6.4.2に示すようにリムカーテンの仕上がり品質(厚さ×改良された透水性)を種々変化させ、解析での浸透流量を求め、実測の浸透流量と比較照合した。その結果、風化安山岩層に対するグラウチングによるリムカーテンの仕上がり品質は、厚さ 10m とすれば透水性は 400Lu($4 \times 10^{-4} \text{cm/s}$)、また厚さ 0.5m とすれば透水性は 20Lu ($2 \times 10^{-4} \text{cm/s}$) と評価された。

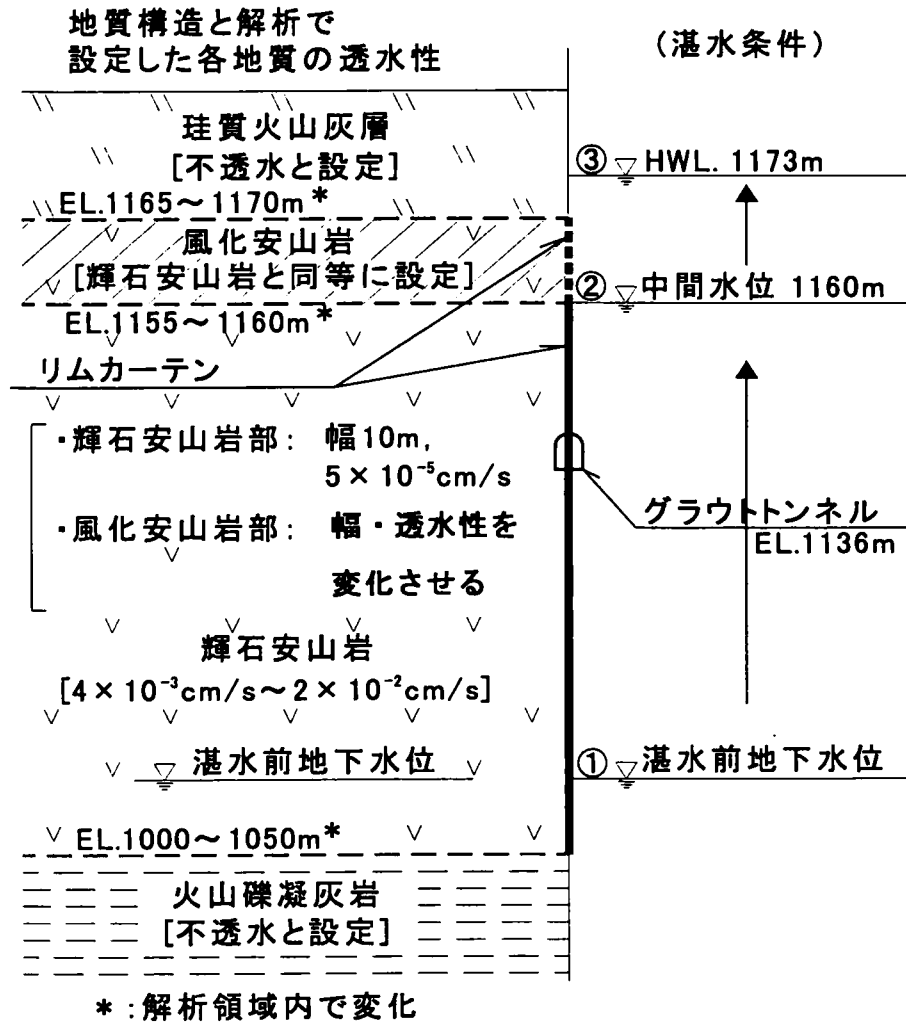
また、岩盤ならびにリムカーテンの透水性を同定する過程で、解析により求められた地下水位の分布(図-6.2.1(1)に示す地下水位観測孔 4M～-6O～-12N～BK-1 に至る測線沿い)は図-6.4.3に示すとおりであり、概ね実測地下水位と一致する。

以上の解析結果により、輝石安山岩層の透水性は 600～1000Lu 相当と評価され、これは先に各種調査・試験で推察した値に近い。これらから今回の湛水により浸透流が及ぶ範囲全体の平均的な透水係数は $1 \times 10^{-2} \text{cm/s}$ 程度であると判断される。

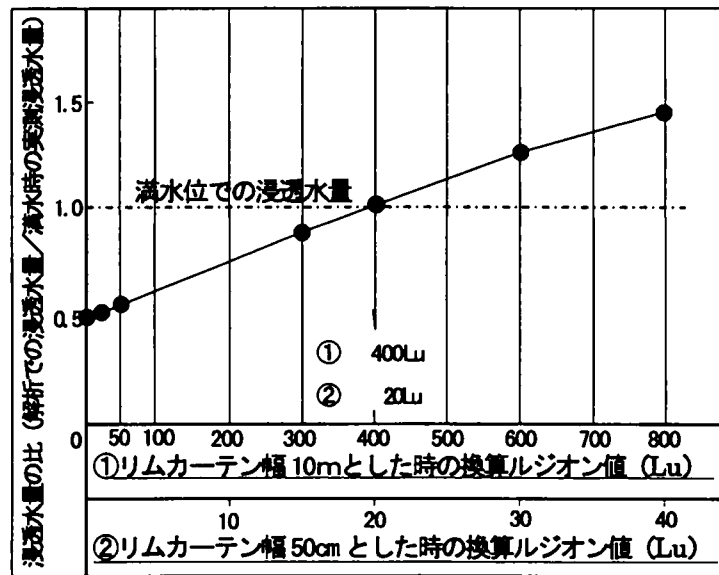
また同時に、実測データに基づく浸透流解析による同定の結果との照合により、水収支モデル解析やトレーサー調査から求めたマクロ的な透水性は概ね妥当であると判断され、層流状態での透水性を把握する手段として有効であることを示すものと考えられる。

今回の解析で判明したもうひとつ重要なことは、中間水位付近より上位に分布する輝石安山岩層上部や風化安山岩部に施工されたリムカーテンの仕上がり品質が不十分であるとの示唆が得られたことである。

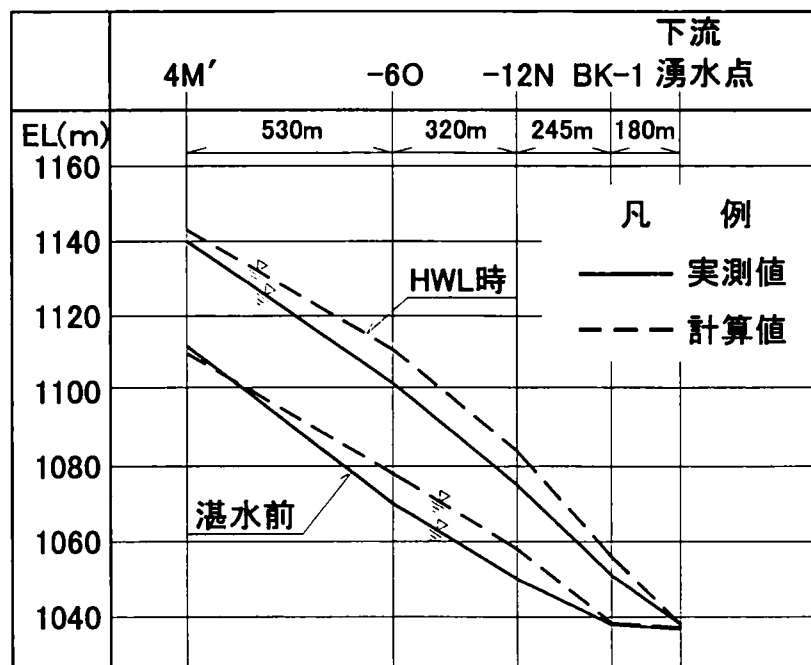
＜トンネルゾーン標準断面＞



図－6．4．1 解析ステップでの湛水位と地層との関係



図－6．4．2 風化安山岩のグラウチング改良度と浸透流量との関係



図－6．4．3 地下水位分布の比較

6. 5 まとめ

- (1) 開口割れ目が発達した輝石安山岩層において実施した高粘性流体試験の結果、ルジオン試験の結果 (Lu_1) は高粘性流体試験の結果 (層流状態でのルジオン値; Lu_2) に対して過小評価されることが明らかとなった。同層に対するルジオン試験結果 (Lu_1) は地下水位以上では平均 31Lu, 地下水位以下では平均 12Lu となったが, 高粘性流体試験結果による Lu_1 – Lu_2 相関関係により個々のステージのルジオン値を Lu_2 に換算した結果については, 地下水位以上では平均 1200Lu, 地下水位以下では平均 430Lu と推定された。
- (2) 輝石安山岩層のマクロな透水性評価において, トレーサー調査に加えて水収支モデルによる解析を試みた。これらの調査・解析の結果から輝石安山岩層のマクロな透水性 (地下水位以下) は概ね数百～1000Lu の範囲にあるものと推察された。一方, 左岸山体に分布する調査孔のみのデータについて, 上記 Lu_1 – Lu_2 相関関係により層流状態のルジオン値を換算すれば, 300Lu (地下水位以下) ～1600Lu (地下水位以上) となり, ここで試算された地下水位以下の値は上記の調査解析から推定された透水性の低い側の値である。以上の結果により, 輝石安山岩層の広域的な透水性は 1000Lu 前後と評価された。
- (3) 輝石安山岩層の透水性をパラメータとして準三次元浸透流解析により湛水過程の浸透流挙動 (浸透流量と地下水位の実測値) をシミュレートした結果, 同層の透水性は地下水位以上で 1000Lu (地下水位以下で 600Lu) と同定された。このことから, 輝石安山岩層に対する上記のマクロな調査試験結果は概ね妥当であると判断された。

同時に当地点のように地質構造的に水平構造を有し水平流が卓越する浸透流モデルが想定可能な場合には, 準三次元浸透流解析手法が有効であることを実証するものであると考えられる。

参考文献

- 1)建設省河川局監修：ルジオンテスト技術指針・同解説，(財)国土開発技術研究センター，1984.
- 2)角江俊昭，白土博司：節理性岩盤の透水性評価について，亀裂性岩盤の浸透流問題に関するシンポジウム講演論文集，地盤工学会，pp.211-216，2001.
- 3)角江俊昭，石井清，吉越洋：節理性岩盤の透水性評価に関する一考察，土木学会論文集（2002.12 掲載予定）
- 4)角江俊昭，岸裕和，西垣誠：節理性岩盤のルジオン値と透水係数の関係とその評価方法，土木学会論文集（投稿中，2002.3 受理）
- 5)Toshiaki Kakue, Hirokazu Kishi : Investigations and tests for evaluating the permeability of pyroxene andesite, International Symposium on Groundwater Problems related to Geo-Environment(IS-Okayama2003), May 2003.
- 6)東京電力㈱：玉原発電所建設工事報告書，pp.24-27，pp.203-205，pp.301-329,1986.
- 7)河野伊一郎，西垣誠，高坂信章：有限要素法による広域地下水の準三次元浸透解析，土木学会第 37 回年次講演会，pp.531-532，1982.
- 8)中屋信司，大西有三，西垣誠：FEM による準三次元地下水逆解析手法の開発，透水試験ならびに地下水調査に関するシンポジウム発表論文集，pp.139-146，1985.
- 9)大西有三：「岩盤浸透流の数値解析におけるモデル化手法の研究」，京都大学学位論文，pp.63-84，1988.
- 10)地下水ハンドブック編集委員会編：地下水ハンドブック，建設産業調査会，pp.17-21，1998.
- 11)水収支研究グループ編：地下水資源・環境論，共立出版㈱，pp.96-99，1998.

第7章 節理性岩盤に対する効果的な基礎処理工法の開発

7. 1 概説

第6章で述べたように、輝石安山岩が高透水性を示すことから湛水時の浸透流量を抑制する目的で、輝石安山岩層を対象とするグラウトカーテンによる止水対策工をセメントグラウチングにより実施した。しかしながら、湛水過程における浸透流量は予想を大きく上回る結果となった。この原因としては、第6章で述べたとおり、ひとつには輝石安山岩の透水性がルジオン試験から得られるルジオン値が層流状態で想定されるルジオン値に比べ桁違いに過小評価されていたことに加えて、貯水位が中間水位付近以上になると浸透水量が急増したもうひとつの原因として、グラウトカーテンの仕上がりに問題があった可能性がある¹⁾²⁾と推察された。

本章では、まず止水対策工として実施した輝石安山岩層に対するセメントグラウチングにより形成されたグラウトカーテンに対して調査・試験を行ない、その仕上がり品質を確認する。

次に開口割れ目を有するような高透水性岩盤に対して、注入されたグラウトが逸散せず効果的にグラウトカーテンを形成できる注入材に関して恒久的なグラウト材としての品質確認を行い、さらに実岩盤への適用性について現場で実証試験を行なった。このような室内試験や現場実証試験の結果を踏まえ、先に実施したセメントグラウチングによるグラウトカーテンの補強工として、新しいグラウト材による本格施工を実施し、既施工のセメントグラウチングとの比較によりその有効性を確認した³⁾。

施工後の湛水過程でのグラウトカーテンの浸透流の抑制効果を、浸透流量や地下水位の観測により確認した。

7. 2 グラウトカーテンの品質確認調査

図-3. 2. 6に示すリムカーテンライン沿いの数断面に対して、図-7. 2. 1に示すようにリムカーテンを横断する調査孔を配置し、3. 2. 3(1)で述べたセメントグラウチングによるリムカーテンの仕上がり状況について各種の調査・試験を行った。

7. 2. 1 グラウトの分布状況調査結果

ボーリングコアの詳細調査により、輝石安山岩の開口割れ目内に注入されたグラウトの充填状況ならびに風化安山岩層内に注入されたグラウトの分布状況の確認を行った。調査結果は図-7. 2. 1に示すとおりであり、輝石安山岩層の割れ目内や風化安山岩層中に認められるグラウトの上限標高は、カーテンラインから離れるほど低くなっている。即ちリムカーテンの改良幅は深部で厚く、浅部で薄い仕上がりになっていることが確認された。また、ルジオン値の分布についても、グラウトの充填が認められないステージでは大部分が20Lu以上の高い透水性を示すのに対し、グラウトが認められるステージでは概ね5~10Lu以下となっており、グラウチングによるグラウトの充填が透水性の改良につながっている事を示している。

またBTVによるボーリング孔内観察により輝石安山岩層の開口割れ目内へのグラウトの充填状況を調査した結果は図-7. 2. 2に示す通りである。BTVで確認されたグラウトの上限深度とボーリングコアで確認されたグラウトの上限深度はほぼ一致しており、これ以上のステージではステージ内の最大割れ目はグラウトにより充填されていないこと、またグラウトによる充填が認められるステージでは、いずれも概ね5Lu以下に改良されていることが明瞭に確認された。

以上の調査の結果、リムカーテンは輝石安山岩層上部から風化安山岩層にかけて上位になるほどその改良幅は薄くなっていることが確認された。

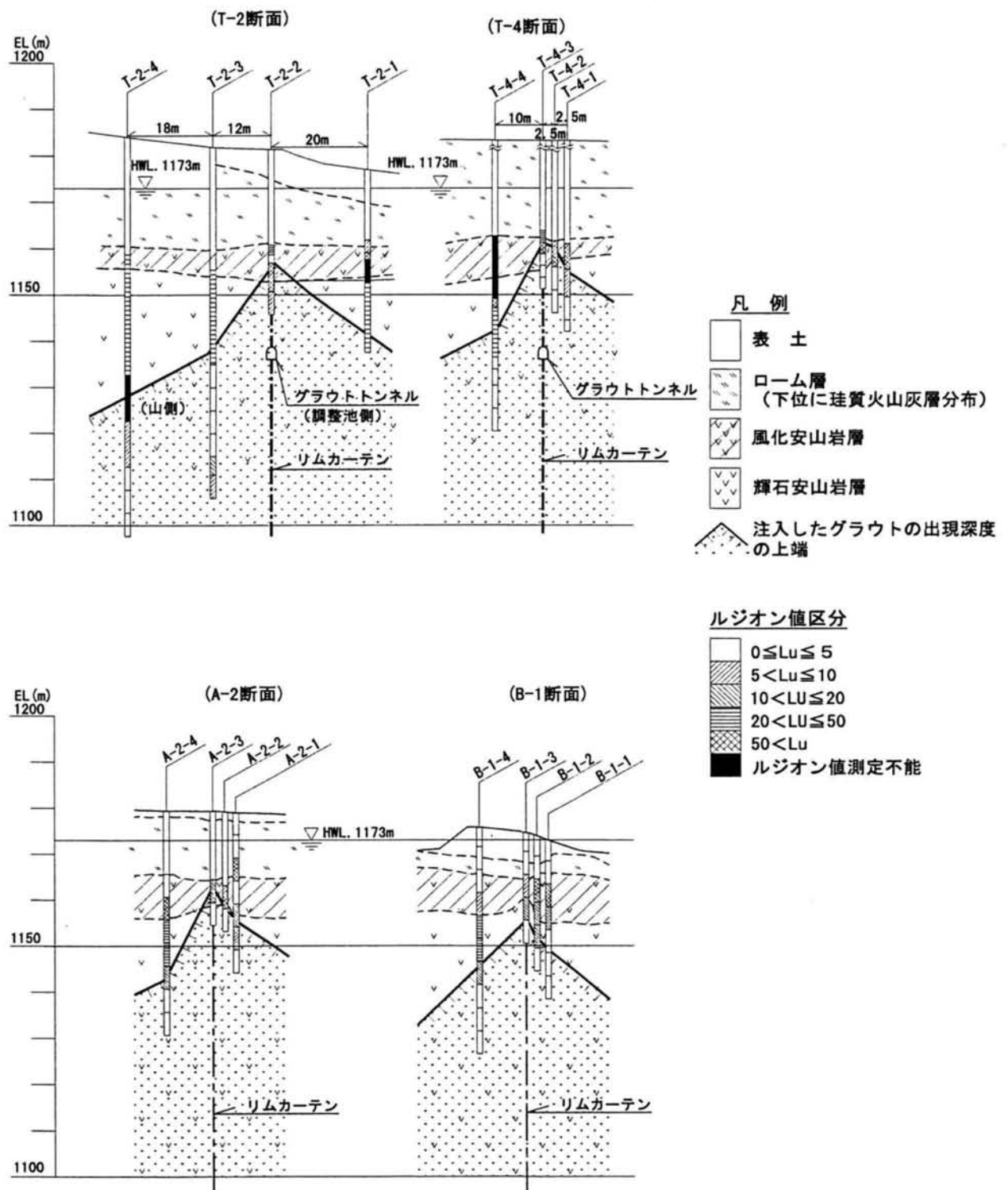
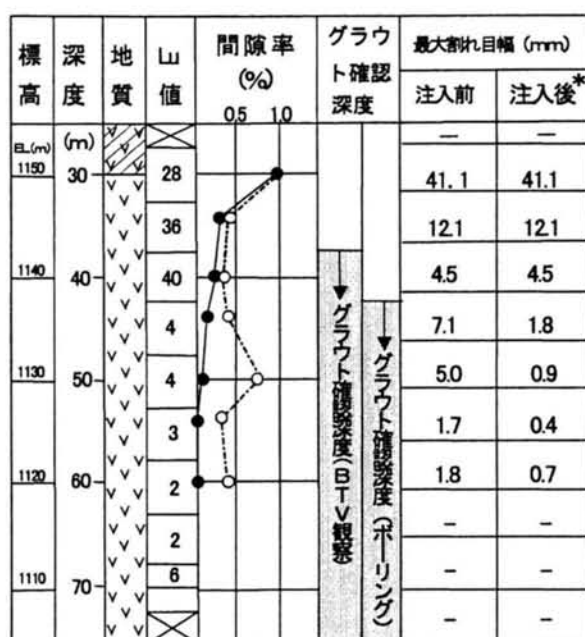


図-7. 2. 1 リムグラウトカーテンの調査結果

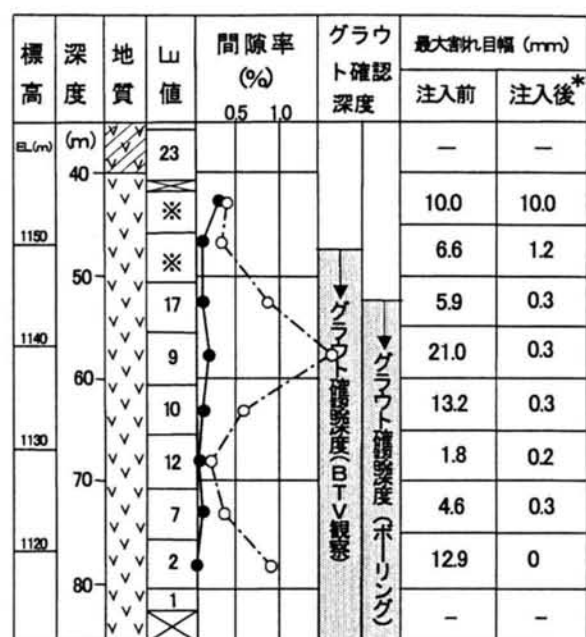


* : グラウトにより充填されていない開口割れ目対象

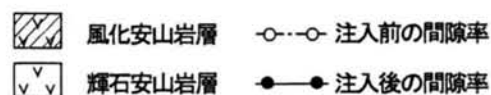


〈T-2断面のT-2-3孔〉

図-7. 2. 2 グラウト充填状況調査結果



* : グラウトにより充填されていない開口割れ目対象



〈T-3断面のT-3-3孔〉
カーテンより山側へ5m離れ

7. 2. 2 リムカーテンの仕上がり品質評価結果

輝石安山岩層上部ならびに風化安山岩層に施工されたリムカーテンの仕上がり品質（厚さと透水性）を確認するため、リムカーテンを挟むボーリング孔を利用してトレーサー調査を実施した。図-7. 2. 1 に示す調査ボーリングを用い、調整池側のボーリング孔にトレーサー（フローレッシェンナトリウム）を投入し、リムカーテンを挟む下流側のボーリング孔で採水するトレーサー調査を実施した。試験実施した時の貯水位は1166.2mであり、風化安山岩層が冠水する水位レベルであった。

調査結果は表-7. 2. 1 に示すとおりである。リムカーテン山側のT-2-3孔に投入しさらに山側に離れた4M孔で採水した調査では、輝石安山岩層のみが浸透経路となるが、この結果、輝石安山岩層の透水性は $4 \times 10^{-2} \text{cm/s}$ 程度と評価され、3. 3で述べた調査の結果よりやや高い側の値となった。またリムカーテンを挟んでトレーサーを調整池側のT-2-1孔に投入し、リムカーテンを通過して山側のT-2-4孔やT-2-3孔で採水した結果に関して、表-7. 2. 2の下段に示すような方法でリムカーテンの透水性や厚さをもとめることとする。この結果、リムカーテンの厚さを0.5mとすればリムカーテンの透水性は $2 \sim 4 \times 10^{-4} \text{cm/s}$ と評価される。この値は先に浸透流解析に

よって推察された中間水位以上のリムカーテンの仕上がり品質（リムカーテンの厚さ 0.5m とすればその透水性は $2 \times 10^{-4} \text{cm/s}$ ）とほぼ同等であり，解析で示唆された可能性が実証された。

このことから湛水過程において，中間水位以上になると浸透流量が急増する要因は輝石安山岩層上部から風化安山岩層にかけてリムカーテンの仕上がりが不十分であったと結論された。

表-7.2.1 トレーサー調査結果

ボーリング孔		孔間距離	水位差 (m)	動水勾配	検出時間 (時間)	流速 (cm/sec)	平均透水係数 (cm/sec)	備考
投入孔	採水孔							
T-2-1	T-2-3	32	18.25	0.57	2	5.1×10^{-1}	8.9×10^{-3}	グラウトカーテンラインをはさむ
T-2-1	T-2-4	50	19.89	0.40	2	7.5×10^{-1}	1.9×10^{-2}	
T-2-3	-4M	90	28.59	0.32	2	1.3	4.1×10^{-2}	輝石安山岩の透水性

注) 投入孔、採水孔の位置は図-7.2.1を参照；-4M孔はグラウトカーテンから山側10.2m離れ

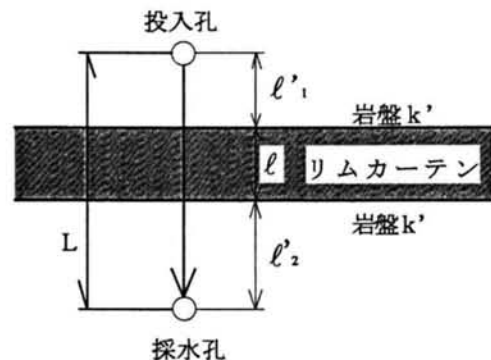
表-7.2.2 トレーサー調査結果から推定されるグラウトカーテンの透水性

投入孔	採水孔	L (m)	K (cm/s)	ℓ' (m)	k' (cm/s)	ℓ (m)	k (cm/s)
T-2-1	T-2-3	32	8.9×10^{-3}	31.5	4.1×10^{-2}	0.5	1.8×10^{-4}
T-2-1	T-2-4	50	1.9×10^{-2}	49.5	4.1×10^{-2}	0.5	3.5×10^{-4}

グラウトカーテンの透水係数の推定方法

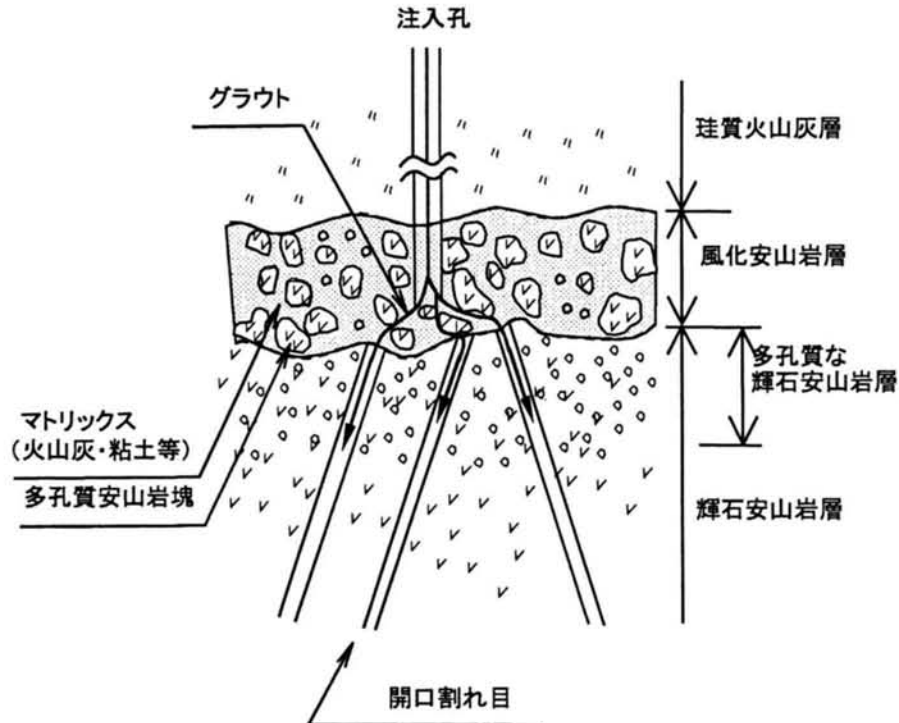
$$\frac{L}{K} = \frac{\ell}{k} + \frac{\ell'}{k'} \quad k = \frac{\ell}{\frac{L}{K} - \frac{\ell'}{k'}}$$

- K** : 投入孔～採水孔の間の平均透水係数
k : カーテンの透水係数
k' : 岩盤の透水性
L : 投入孔～採水孔の間の浸透距離 ($\ell + \ell'$)
 ℓ : カーテン幅
 ℓ' : 岩盤の浸透距離 ($\ell'_1 + \ell'_2$)



7. 2. 3 原因分析

リムカーテンの改良範囲が下部ほど厚くなっている原因は、図－7. 2. 3に示すように、注入されたグラウトは、輝石安山岩層に卓越する急傾斜で開口した割れ目を経由して主として下向きに流下したことによるものと想定される。また、輝石安山岩層の上部に分布する風化安山岩層は、多孔質の安山岩塊と火山灰の基質から構成される軟質な火山角礫岩であり、輝石安山岩層内で生じるように大量のグラウトが自重で流れ落ちるとは考えにくい。しかしながら、グラウティング時の水押しもしくはグラウト注入により、軟質な基質部に破壊が生じて輝石安山岩層に至る水みちが通じ、注入されたグラウトはこの経路沿いに脈状に注入され、風化安山岩層下部の輝石安山岩の開口割れ目に流れ落ちていくものと考えられた。このように風化安山岩層に注入されたグラウトは大部分が輝石安山岩層内の開口割れ目を通じて深部に広がるため、グラウト孔間隔を密にして大量のグラウト注入量を要しても透水性の収束は悪く、形成されるリムカーテンの改良範囲は深部で厚く、浅部の上部標高で薄くなったものと判断された。



図－7. 2. 3 グラウトの注入状況模式図

7. 3 急硬性グラウト材の品質評価

7. 3. 1 グラウト材の選定

以上の調査の結果、開口割れ目を有する節理性岩盤に対しては、セメント単体によるグラウチングでは、注入されたグラウトが開口割れ目内を流下し、横方向に有効に注入されないことが判明したことから止水グラウト材としての要求性能を下記のとおり設定した。

- ・ 改良範囲外へのグラウトの逸散を防止し、開口割れ目を経済的・効率的に充填できる材料
- ・ 永久的な止水グラウト材として安全性、耐久性、強度、透水性などの品質が保証される材料

開口割れ目内をグラウトが硬化する前に流下するのを防止するために、ペントナイトを添加して粘性を増大する方法では注入時の注入管内での流動性確保との兼ね合いもあり限界があり、ゲルタイムを調整できる材料が望ましい。そのような材料としては表-7.3.1の示すとおり、水ガラス系、セメント急硬材系、ならびに高分子系がある。高分子系は環境汚染の問題から、昭和49年に原則禁止となり、以降薬液注入材の分野では水ガラス系薬液が主流となり、薬液注入剤の難点とされた耐久性を克服するべくシリカゾルやコロイダルシリカなどの開発が進められたが、恒久対策工としての適用事例は少なく今後の実証が待たれるところである^{4)~8)}。

結局、以上の要求性能を満足できる材料として、「グラウチング技術指針・同解説」⁹⁾に示される「ダムグラウト材は原則セメント系とする」とのガイドラインも踏まえ、セメント急硬材を有力候補として選定した。

今回採用したセメント急硬材¹⁰⁾は、トンネル工事における湧水処理を目的とした使用実績¹¹⁾¹²⁾はあるものの、ダム基礎岩盤の止水を目的とした実績は無く、日本ではじめての使用となることから、上記要求性能に照らした適用性を試験や調査で確認した。

表-7.3.1 注入材料の分類⁴⁾

暫定指針による

		反応形式	使用可・不可
注入材 (グラウト)	セメント系	セメント懸濁液	水和 ○
		セメント — モルタル	
		セメント — 急硬剤	
		セメント — 粘土	
	セメント系薬液	水ガラス — セメント系	荷電置換 ○
		水ガラス — スラグ+セメント系	
	薬液系	酸系(酸性液材)	複分解 加水分解 (ゾルの集合) ○
		金属塩類系(瞬時にゲル化)	
		アルカリ系 — ゲル化に アルカリ剤	コロイドの凝結 ○ 荷電置換 ○
	高分子系	アクリルアミド系	重合 重縮合 } ×
		尿素系	
		ウレタン系 { 水溶性系 — 水和反応 不溶性系 — 水和反応	△

* 昭和49年建設省通達「薬液注入工法による建設工事の施工に関する暫定指針」

7.3.2 止水グラウト材としての品質確認試験

セメント急硬材の成分は、表-7.3.2に示すとおりであり、普通ポルトランドセメントと比べ、 Al_2O_3 や SO_3 が多く、 SiO_2 が少ないのが特徴である。この懸濁液をセメント懸濁液と混ぜ合わせると、図-7.3.1に示すように、セメントのゲル化に先行して早期に Al_2O_3 や SO_3 成分が反応を起こし、セメント硬化物の一種であるエトリンサイト（カルシウム・サルファアルミネート水和物）を生成し、ゲル化する。セメントの水和反応の進行とともに、このエトリンサイトは一部安定型のモノサルフェートに置き換わる¹⁰⁾。セメント急硬材を添加することより早期より硬化するグラウトのゲル化時間を調整するためにセッター（オキシカルボン酸系）を遅延材として添加することとした。

上述した止水グラウトとしての要求品質を確認するため、表-7.3.3に示す配合の組み合わせを基本に、ゲルタイム調整範囲、強度、透水性などについて試験を実施した。

表-7.3.2 急硬性セメントの化学組成

グラウト材種別	lg-loss	Insol	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	CaO	MnO	SO ₃	比重	粉末度 (cm ² /g)
急硬性セメント	0.6	0.8	2.2	23.9	0.7	42.5	0.2	28.3	2.9	5,500
普通ポルトランドセメント	0.4	0.2	22.1	5.2	3.0	64.7	1.0	1.7	3.1	3,200

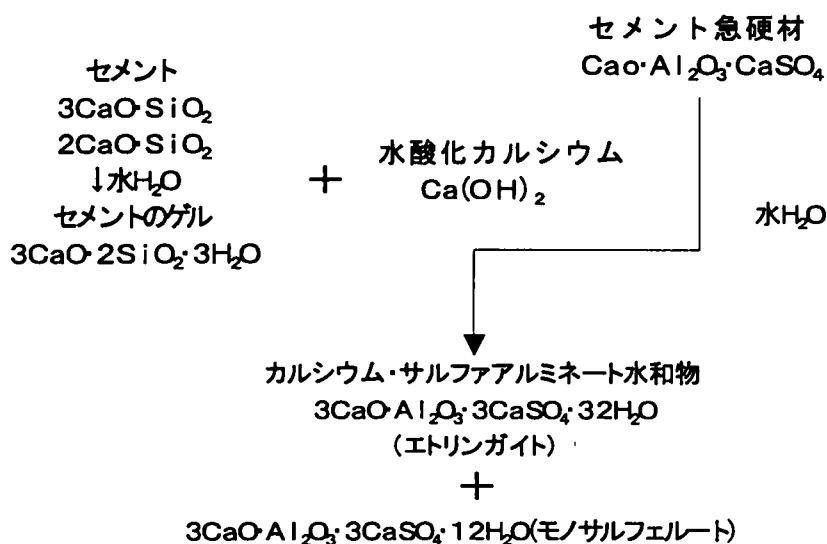


図-7.3.1 セメントとセメント急硬材の反応機構

表-7.3.3 試験配合

配合 区分	配合 番号	急硬材懸濁液			セメント懸濁液		セッター 混入割合%
		A液 200ℓ当り			B液 200ℓ当り		
		急硬材 kg	水(ℓ)	セッター g	セメント kg	水(ℓ)	
No.1	1-1	30	190	300	120	162	1
	1-2			600			2
	1-3			900			3
No.2	2-1	35	188	350	140	155	1
	2-2			700			2
	2-3			1050			3
No.3	3-1	40	186	400	160	149	1
	3-2			800			2
	3-3			1200			3
No.4	4-1	50	184	500	160	149	1
	4-2			1000			2
	4-3			1500			3

1) ゲルタイム調整範囲

急硬性セメントを添加したグラウト材は、図-7.3.2に示すように、ゲル化過程での粘性変化は急激に生じる。

このような急硬性を示すことから岩盤の開口割れ目へのグラウトの流下、逸散を防止し、効果的に注入するためには、ゲルタイムを適正に設定することが重要となる。本注入工法では、A液（急硬性セメント懸濁液）とB液（セメント懸濁液）とを、図-7.3.3に示すとおり注入孔口にて1.5ショット方式で混合させ注入することとなり、ゲルタイムとしては注入孔内から岩盤の一定範囲の割れ目の充填に必要な時間を設定する必要がある。即ち、所要ゲルタイム（T）は、注入孔口から注入ステージまでの注入管通過時間（A）と割れ目内充填時間（B）の和相当以上が必要となる。

当サイトでの注入孔長さは20～40 m、注入流量はステージ当たり20～50ℓ/minであることから、Aは30秒から1分30秒程度である。又ボアホールテレビによる節理調査の結果、ステージあたりの累計割れ目幅は最大5cm程度であり、これを踏まえ注入範囲を3 m（標準孔間隔）とした場合、Bは注入流量に応じて7～17分程度と計算されるが、実態的には大きな割れ目が存在するステージでは注入流量も必然的に大きくなることから最大7分程度のゲルタイムの設定が妥当と考えられる。

ゲルタイムの試験結果は、図-7.3.4に示すとおり、各配合ともセッター量を調整することで上記ゲルタイムの設定が可能と考えられる。

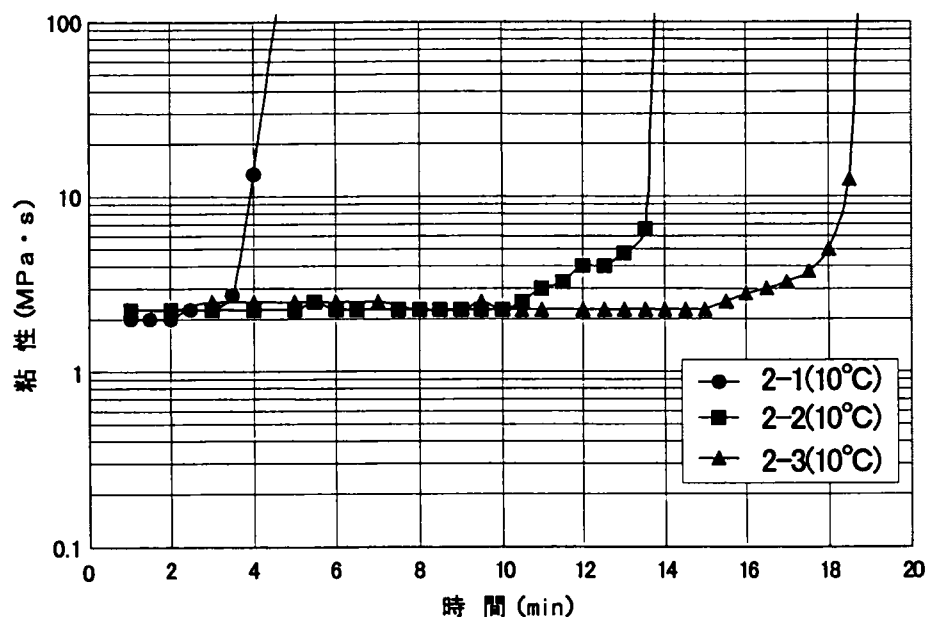


図-7.3.2 急硬性グラウト材のゲル化過程での粘性変化

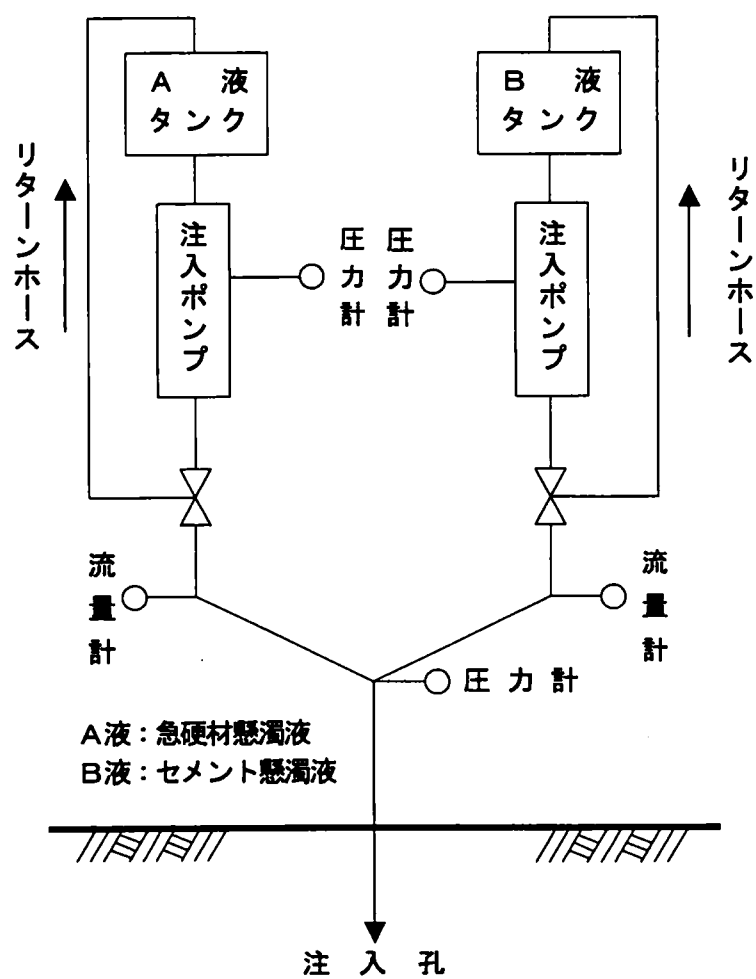


図-7.3.3 A液とB液の混合・注入方式

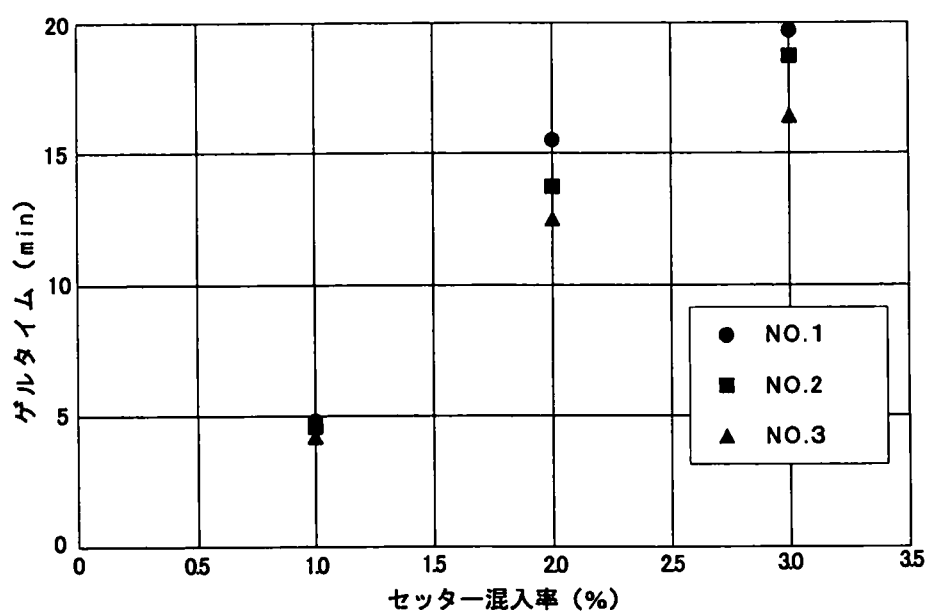


図-7.3.4 セッターの添加率とゲルタイムとの関係

2) 強 度

強度に関する要求品質として、注入後ゲル化する注入材が隣接孔ステージにおける注入時の注入圧力（最大 0.5MPa）により、破壊されない程度まで強度発現が注入後数時間（今回の注入施工サイクルにおけるサイクルタイム）で期待できるか、あるいは湛水後グラウトカーテンの上下流水位差（グラウトカーテンの止水性に依存するが、当サイトでの実測値から最大 0.3MPa）による差圧に対して長期強度として対抗できるかである。前者における要求強度の方が厳しく、これを踏まえ割れ目内に幅 3cm、注入半径 1.5m（標準孔間隔 3 m）の範囲に急硬性グラウトが充填された状況を想定し、所要の付着せん断強度を求めると、0.012MPa 以上（安全率 4 として）が必要となる。

付着せん断強度に関しては、地盤工学会基準（JGS0560-2000）に準じて一面せん断試験を実施し求めた。現地から採取した輝石安山岩の割れ目に接するようにモールドをセットし、その中に急硬性グラウト材を充填後、ゲル化経過時間に応じて、その付着面を一面せん断（鉛直応力は 0.01MPa で浮き上がり防止として载荷）した。ゲル化後の経時変化に伴う付着せん断強度は図-7.3.5 に示すとおりであり、ゲル化数時間後において上記の所要付着せん断強度が十分に確保できる。各配合別の一軸圧縮強度と材令との関係は図-7.3.6 に示す通りであり、一週間程度までは強度発現が大きく、それ以降の強度増分は小さい。また一軸圧縮強度と付着せん断強度の関係は図-7.3.7 に示すとおりであり、付着せん断強度は一軸圧縮強度の 1/5～1/10 程度である。

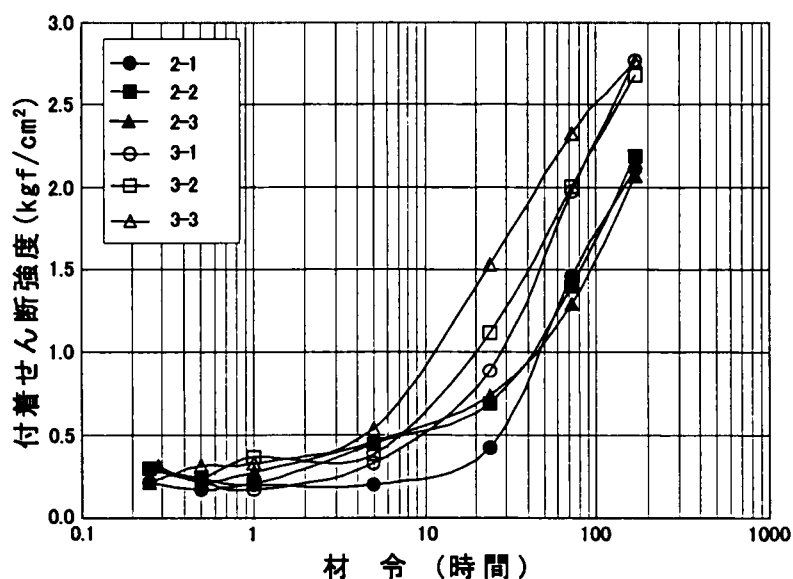


図-7.3.5 ゲル化後の材令と付着せん断強度との関係

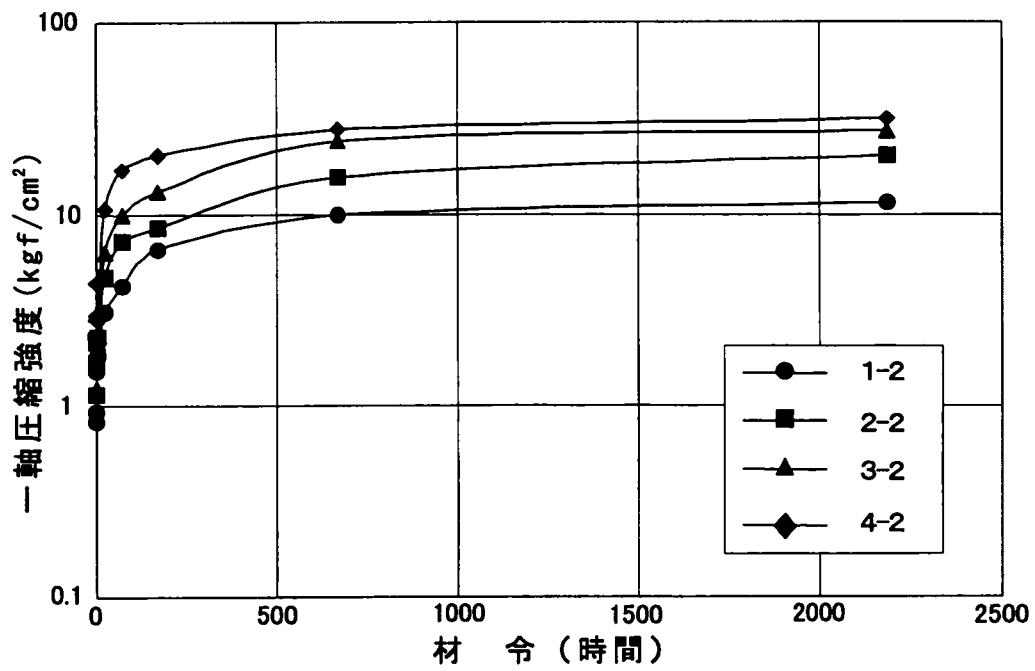


図-7.3.6 材令と一軸圧縮強度との関係

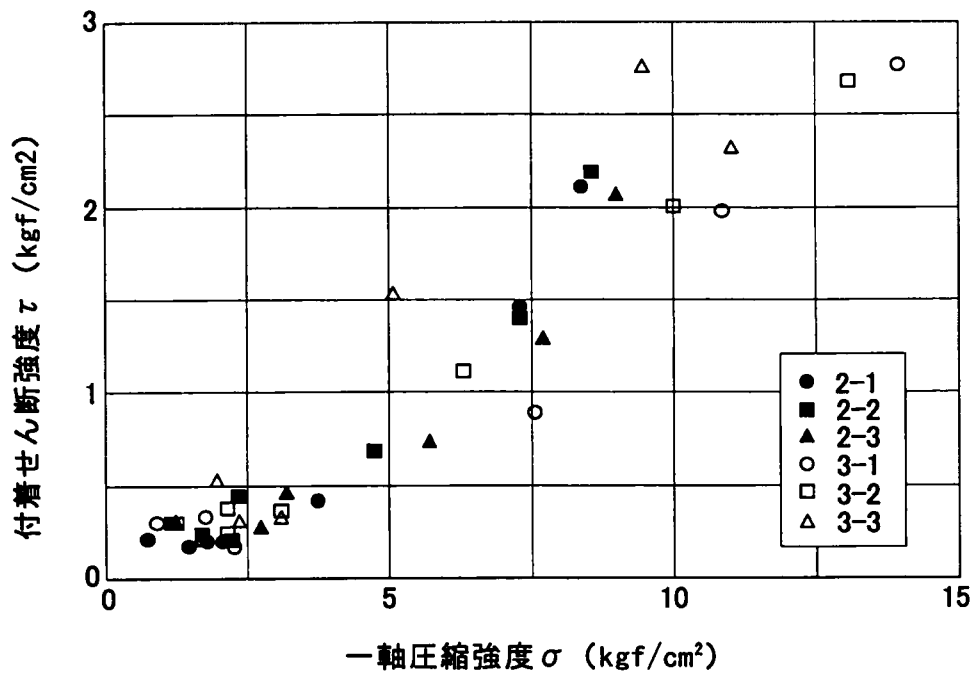


図-7.3.7 一軸圧縮強度と付着せん断強度との関係

3) 透水性

透水性に関しては、土の透水試験法（JISA1218）に準じて、モールド内に急硬性グラウト材を充填し、ゲル化後水頭（動水勾配 $i = 10 \sim 30$ ）を変化させ、透水係数を求めた。

結果は図-7.3.8に示すとおり、かなり大きな動水勾配（グラウトカーテン部での動水勾配最大 10 程度）においてもゲル化後一日経過すると概ね $1 \times 10^{-5} \text{cm/s}$ 以下の低い透水性になることを確認した。

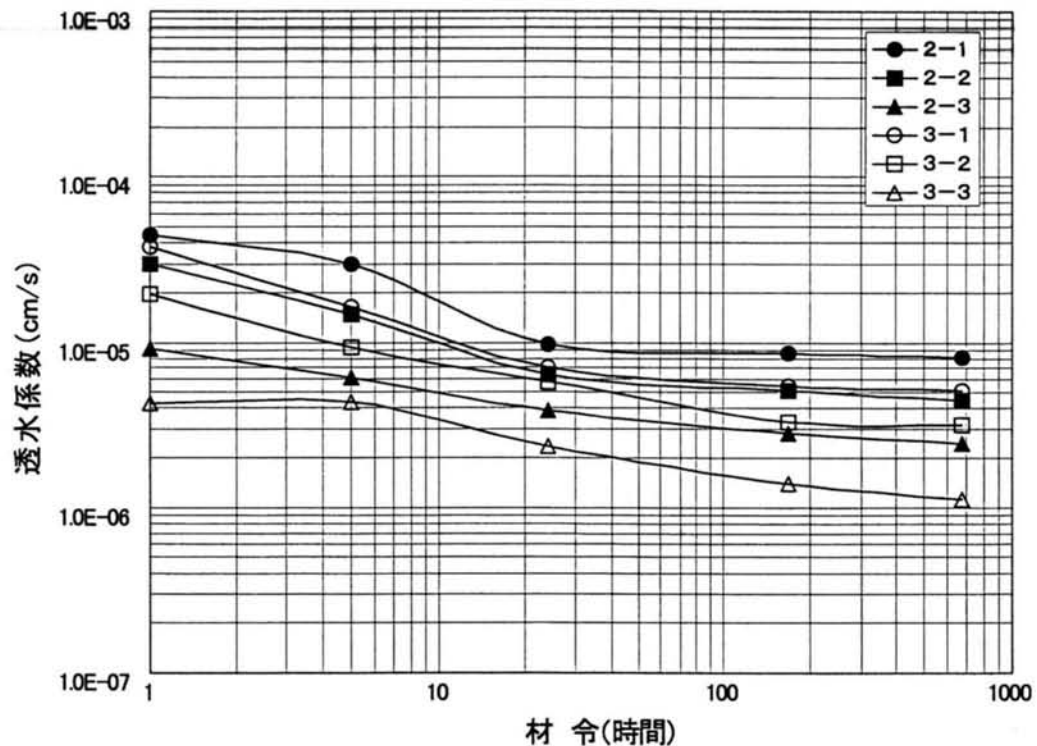


図-7.3.8 材令と透水係数の関係

7. 4 試験施工による効果確認

以上で急硬性グラウト材の止水グラウト材としての品質が確認されたが、これを本格的に実施工に適用する前に実施工対象岩盤にて試験施工し、その効果を確認することとした。

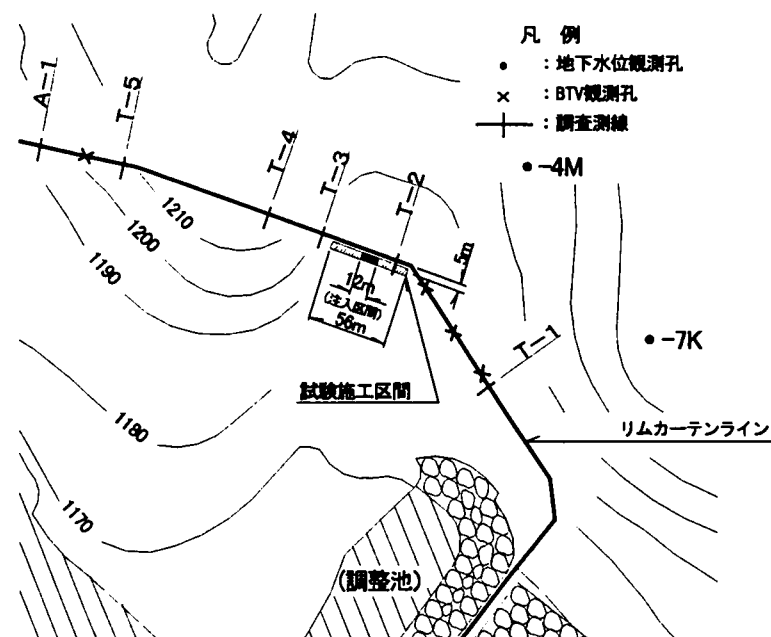
試験ヤードは、図-7. 4. 1 に示す通り、リムカーテンラインのトンネルゾーンの間部(先行実施したセメントグラウチングにおいて最も注入量が多く認められた個所)を選び実施した。試験施工のラインは、図-7. 4. 2 に示すように先に述べたセメントグラウチングが既に施工されている既設カーテンラインから池側に 5 m 離し、また注入孔は開口割れ目が比較的鉛直に近い傾斜であることから斜め孔を基本パターンとした。注入仕様ならびに急硬性グラウト材の使用フローは、最終的に図-7. 4. 3 (1) に示すとおりとした。まず通常のセメントグラウトにて注入を開始し、注入圧力の上昇が無く、一定量以上注入されるステージについて急硬性グラウトに切り替える。さらに急硬性グラウトを一定量以上注入した段階で中断し、再開に当たっては事前に水押し試験でルジオン値を確認し、20 ルジオン以下の場合はセメントグラウトに切り替えることとした。いずれのステージも原則的には最終段階ではセメントグラウトによる注入で完了させた。急硬性グラウトの配合は、材令に伴う強度発現効果が比較的高い先の試験における NO.2 配合を標準とした。急硬性グラウト注入過程におけるゲルタイムの調整は、図-7. 4. 3 (2) に示すフローに準じて実施した。

注入実績は表-7. 4. 1 に、また注入前ルジオン値と単位注入量の超過確率は、図-7. 4. 4、図-7. 4. 5 に示すとおりである。同図と対比するため図-7. 4. 6、図-7. 4. 7 には試験施工した箇所近傍で先行実施したセメントグラウチングにおける同様な実績図を示す。

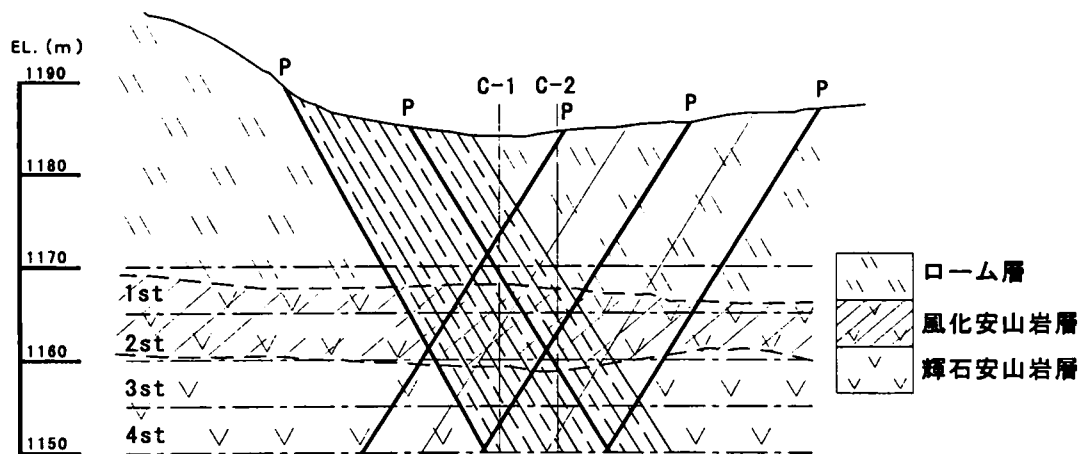
先行実施したセメントグラウチングにおいては、初期ルジオン値は高く、注入量が多いにも拘らず次数を追ってのルジオン値や単位グラウト注入量の低減傾向が認められない。しかしながら今回の試験注入では概ね 2 次孔までの注入(3 次孔の注入前ルジオン値)で改良目標の 5 ルジオンが達成され、単位グラウト注入量(急硬性セメントも含む)は、先行実施したセメント単体のグラウチングに比べ各次数孔ともに数分の一以下に減少している。特に高次孔での単位注入量は大幅に減少している。急硬性グラウトの使用割合は表-7. 4. 1 に示すようにパイロット孔で 70%と圧倒的に高く高次孔に到り急減する。

一連の試験注入が終了した段階で、図－7. 4. 2に示す位置で図－7. 4. 8のとおりにチェック孔を実施し、注入したグラウトが横方向に広がっている状況を確認した。結果は同図に示すとおりに、先行実施したセメントグラウティングでは前述したグラウトの分布状況調査の結果（図－7. 2. 1）と同様、横方向へのグラウトの広がりが不十分であるのに対して急硬性グラウトを用いた注入結果では、急硬性グラウトがカーテンラインから離れても高い位置に認められ、横方向への注入が狙い通り達成されたものと判断できる。チェック孔でのボーリングコア写真を写真－7. 4. 1に示すが、数センチの割れ目にも急硬性グラウト（白い充填物）が充填されていることが確認できた。

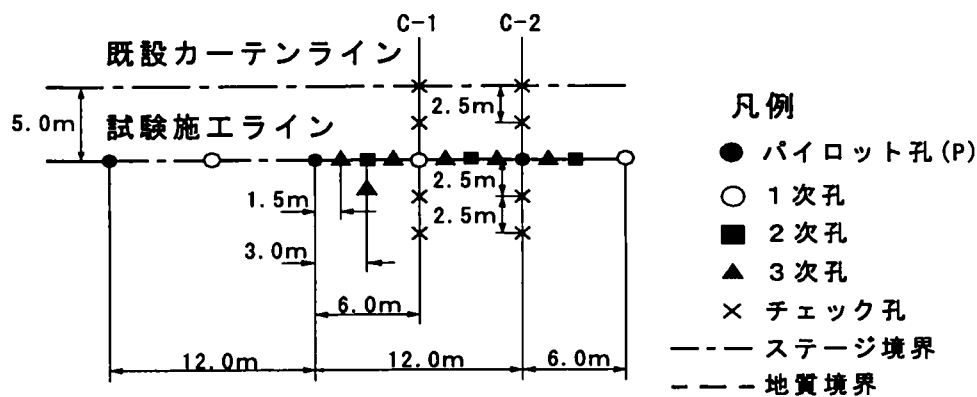
以上のことから、開口割れ目を有する岩盤に対して、急硬性グラウトを用いたグラウティングは、開口割れ目を流下してグラウトが逸散するのを防止でき、グラウトカーテンとしての所要幅を形成できる有効な注入方法であることが確認された。



図－7. 4. 1 試験施工位置図



(a) 孔配置断面図



(b) 孔配置平面

図-7.4.2 孔配置図

表-7.4.1 注入実績と急硬性グラウトの使用割合

次 数	試 験 施 工 の 実 績									先行実施工の実績※ 単位注入量 (セメント単体注入) kg/m
	セメントグラウト			急 硬 性 グラウト			計			
	注 入 量 kg	単位注入量 kg/m	割 合 %	注 入 量 kg	単位注入量 kg/m	割 合 %	注 入 量 kg	単位注入量 kg/m	割 合 %	
パイロット孔	51,077	454	68	23,271	196	69	74,348	661	68	1,858
1 次 孔	14,523	176	19	8,501	10	25	23,024	279	21	1,028
2 次 孔	3,868	57	5	525	7	2	4,393	65	4	1,001
3 次 孔	5,652	50	8	1,600	14	4	7,252	64	7	892
計 (平 均)	75,120	196	100	33,897	87	100	109,017	285	100	958

※先行実施のセメントグラウティングでは、3次孔で収束せず

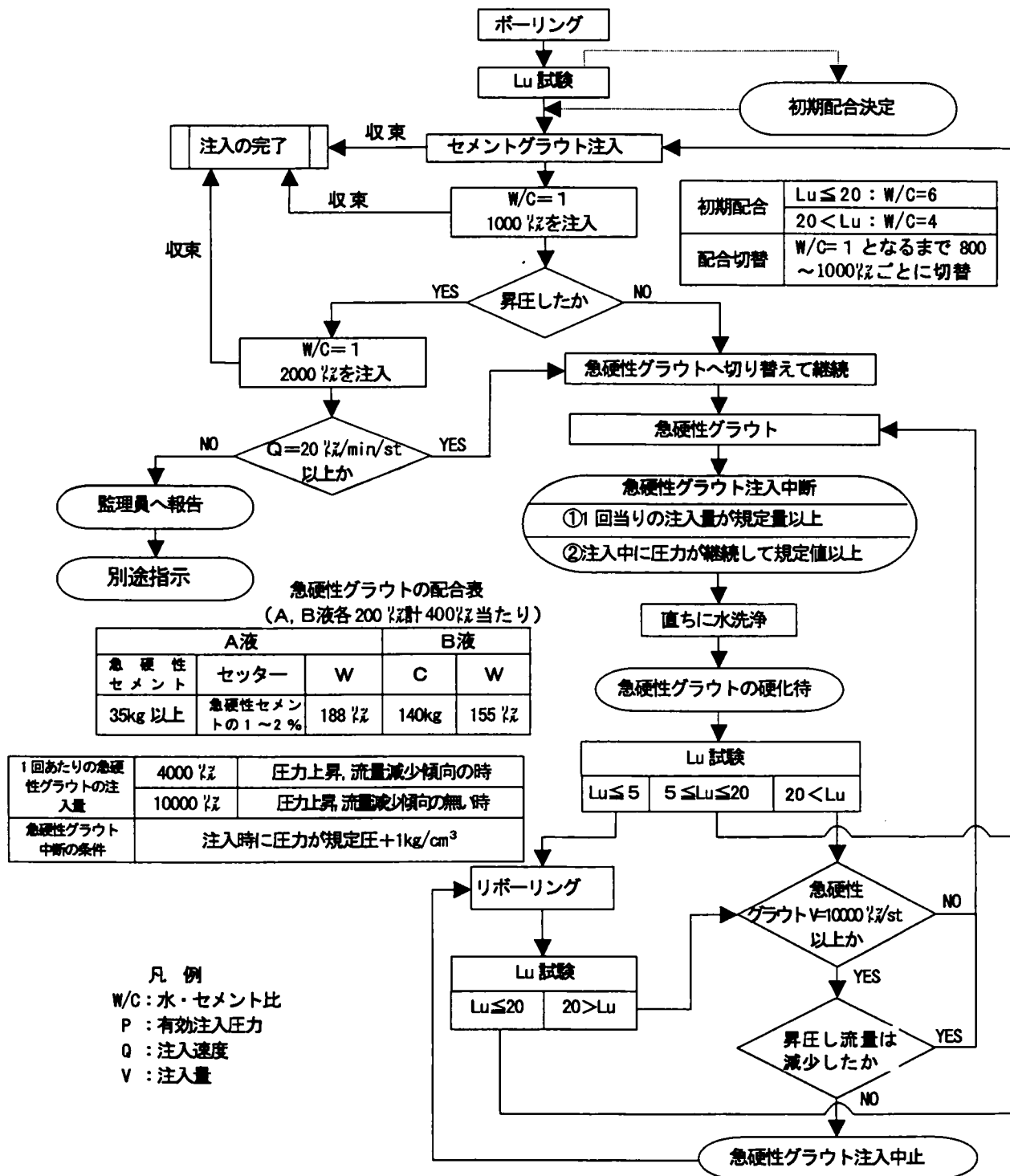
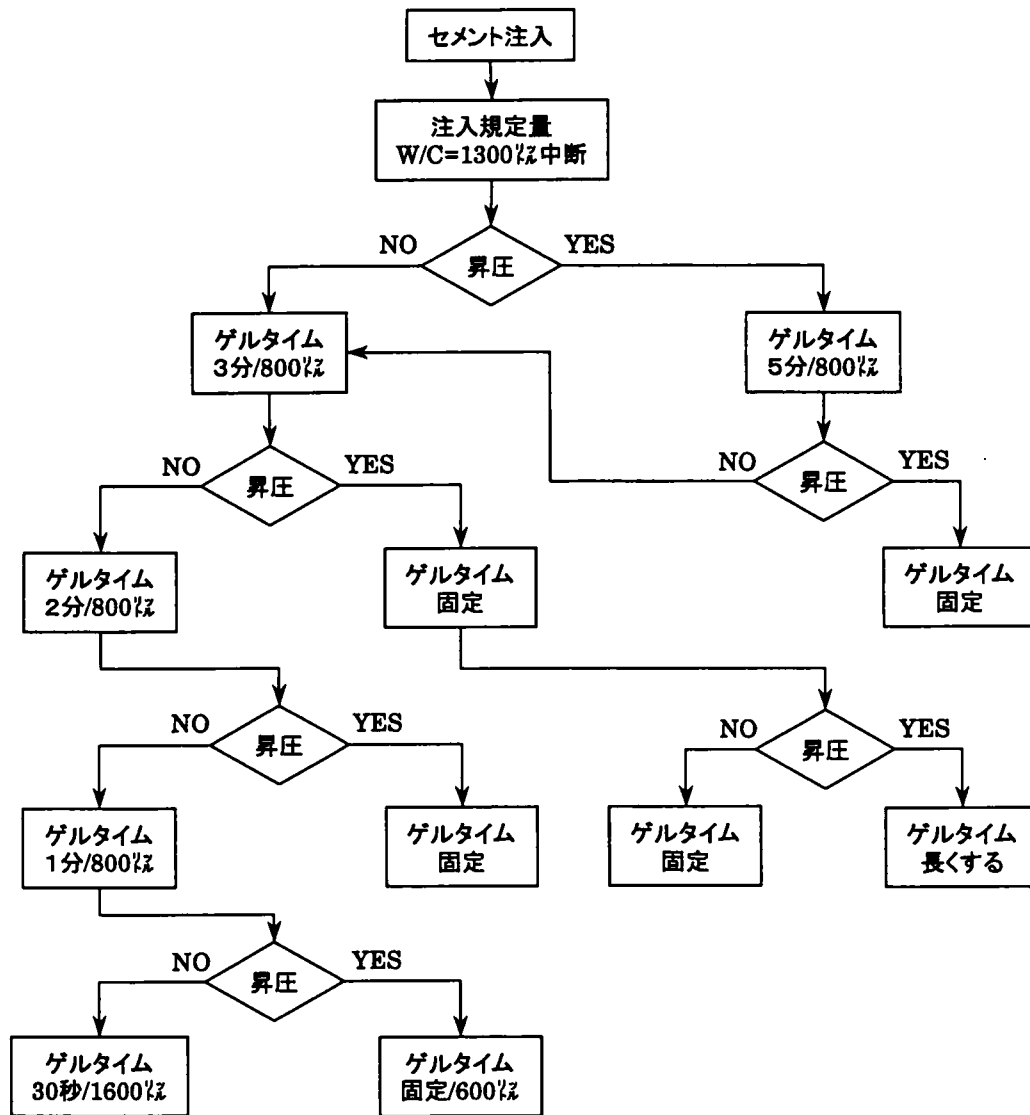


図-7. 4. 3 (1) 急硬性グラウトの使用フロー図



中断条件定量 4000～10000%/ステージ
圧力 規定圧+1kgf/cm²

図－7. 4. 3 (2) 急硬性グラウトの注入フロー図（ゲルタイムの調整）

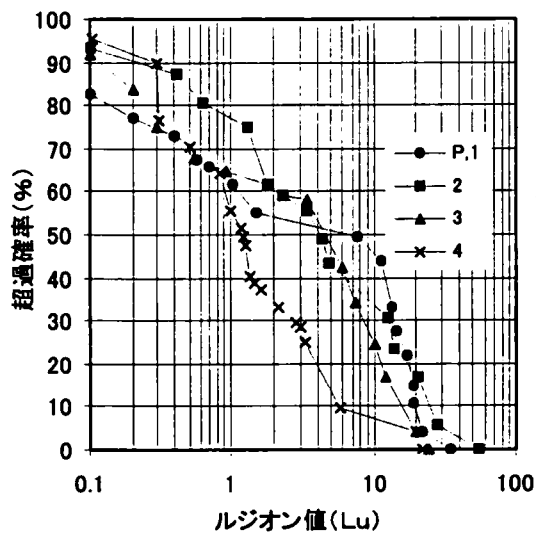


図-7.4.4
ルジオン値の超過確率図
(試験施工での実績)

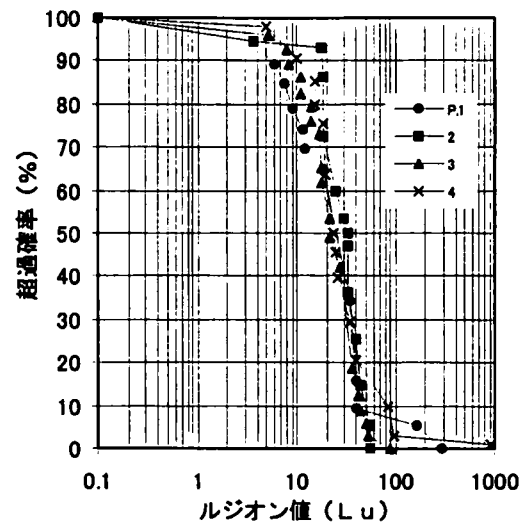


図-7.4.6
ルジオン値の超過確率図
(先行実施のセメントグラウチング実績)

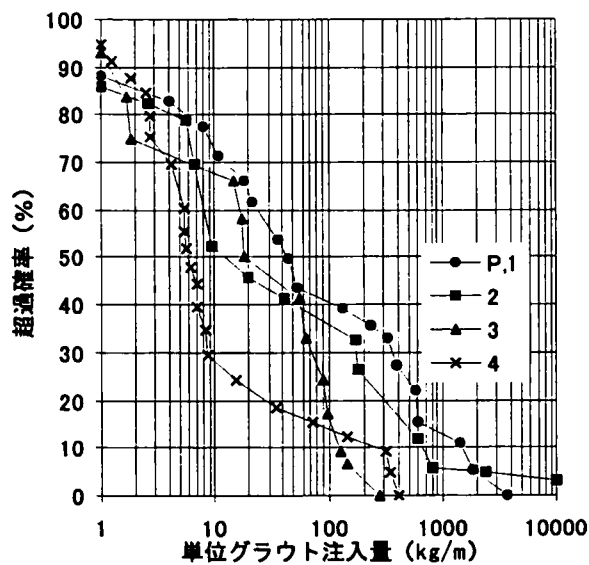


図-7.4.5
単位グラウト注入量の超過確率図
(試験施工での実績)

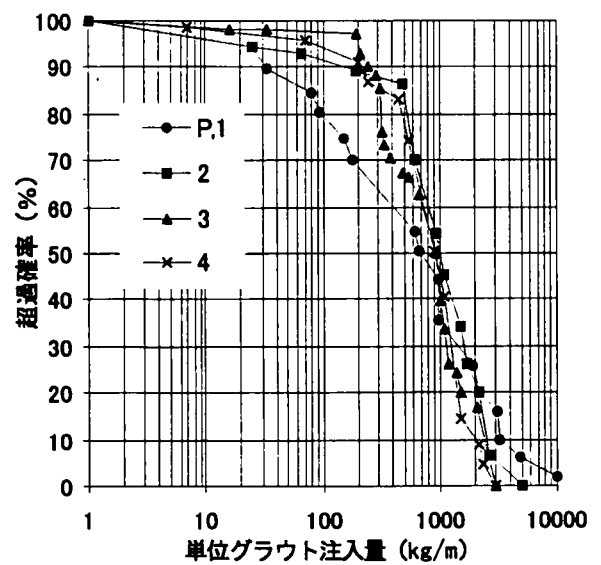


図-7.4.7
単位グラウト注入量の超過確率図
(先行実施のセメントグラウチング実績)

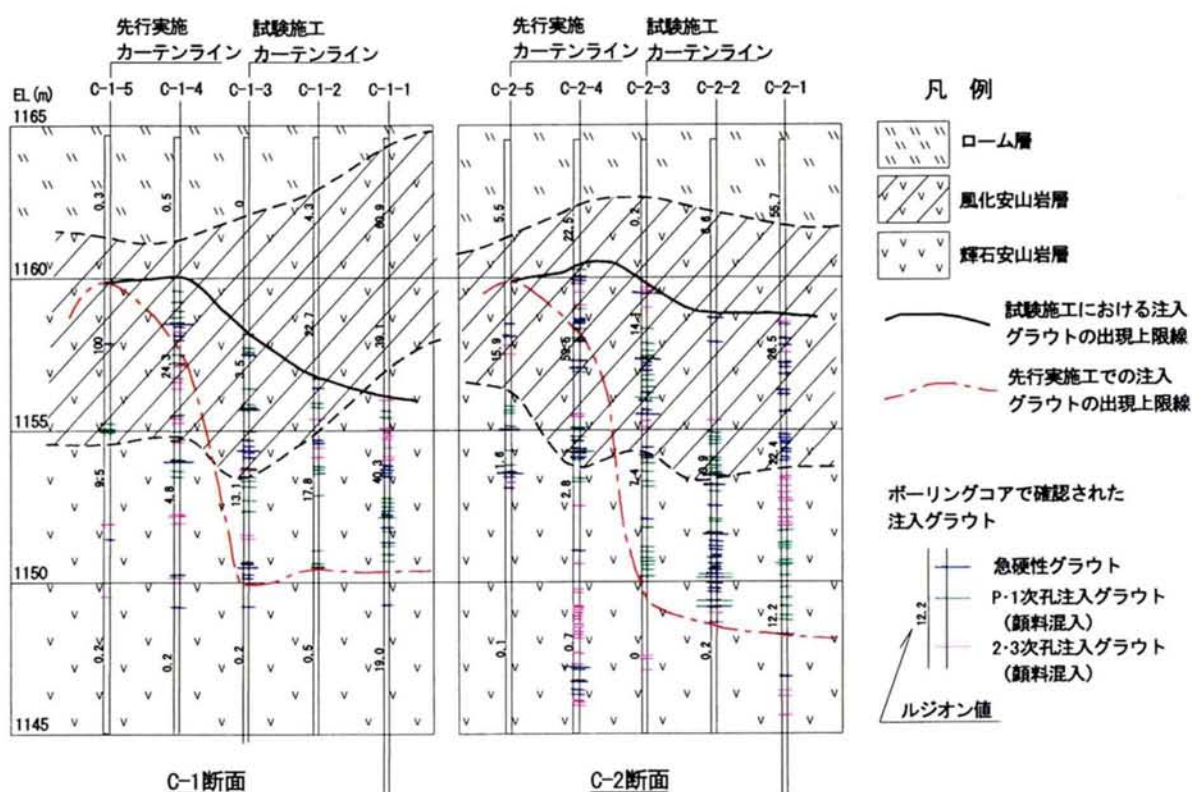
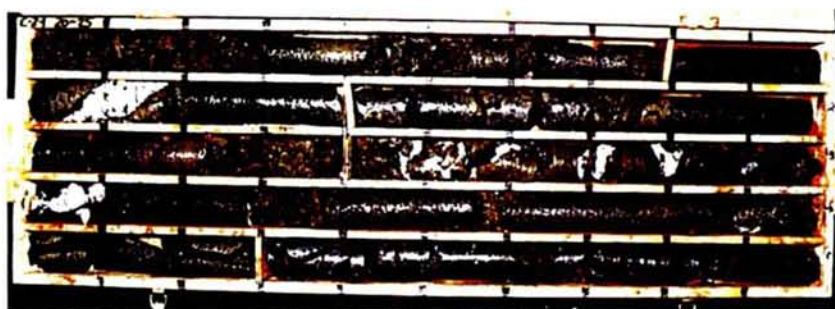


図-7.4.8 チェック孔断面のルジオン値とグラウト分布



(C-2-1 2 ステージ)



(C-2-2 3 ステージ)

写真-7.4.1 ボーリングコア
(C-2 断面, 試験施工ラインから調整池側の C-2-1, C-2-2 孔)

7. 5 実施工への適用と止水効果確認

7. 5. 1 急硬性グラウトによる注入効果の確認

以上の品質確認試験や試験施工結果を踏まえ、セメントグラウトによるグラウトカーテンの仕上がり不十分な輝石安山岩上部を対象に先行実施したグラウトカーテンの池側に急硬性グラウトを用いた補強グラウチングを実施した。

急硬性セメントに切り替える要領については、先に示したフロー（図－7. 4. 3）を基本として注入した。その結果、急硬性グラウトを使用した頻度は各次数別に、表-7. 5. 1に示すとおりであり、パイロット孔で20%程度使用し、高次数になるに従いその使用頻度は急減する。このように急硬性グラウトを活用した結果、試験施工と同様、概ね3次孔までの施工により目標の5ルジオンまで改良できた。なお試験施工に比べて、P孔～1次孔での急硬性グラウトの使用頻度が少なくなっているが、これは、試験施工した区間が全施工区間の中で、注入前ルジオン値が最も高いゾーンに位置したことによるものと考えられる。

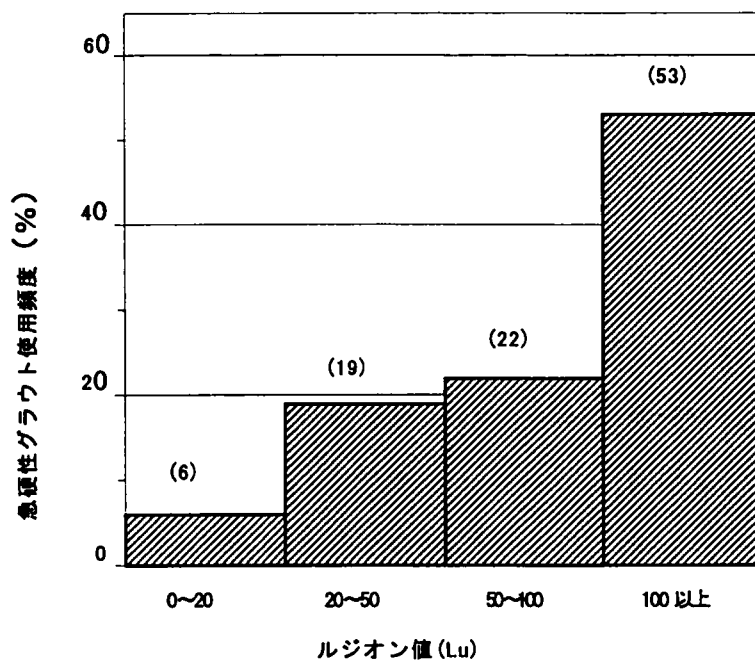
注入前ルジオン値別に急硬性グラウトの使用頻度を整理すると、図－7. 5. 1のようになり高ルジオン値ほどその使用頻度は高い。また急硬性グラウトを用いた場合でも注入フローに示したように、大量注入箇所では中断、再注入を繰返したが、そのようなステージでの再注入過程でのルジオン値の収束状況を図－7. 5. 2に示す。再注入した全191ステージのうち約85%が2回までの再注入で注入完了した。セメント単体のみを用いた先行グラウチングでは、数回から十数回再注入を繰返したステージも少なかった。

次に注入前ルジオン値と単位注入量の関係について、先行実施したセメントグラウチングと今回の急硬性グラウトを併用したグラウチングとの比較を行った。結果は図-7. 5. 3に示す通りであり、注入前ルジオン値が同じ程度であっても、急硬性グラウトを利用することにより、注入量が大きく抑制されている関係が明瞭に伺える。図－7. 5. 4には、急硬性グラウトを用いることによりセメント単体による先行注入に比べどの程度注入量が抑制されるのかを注入前ルジオン値別に整理した。急硬性グラウトを用いた場合、特に高ルジオンステージでの注入量が著しく抑制され、改良範囲外への逸散が狙いとおりに防止でき、効果的にグラウトカーテンが形成されたものと判断される。セメント単体でのグラウチングにおいては、大量注入ステージでは中断・再注入を繰返し、完了前までに数日を要することもあったが、急硬性グラウトを用

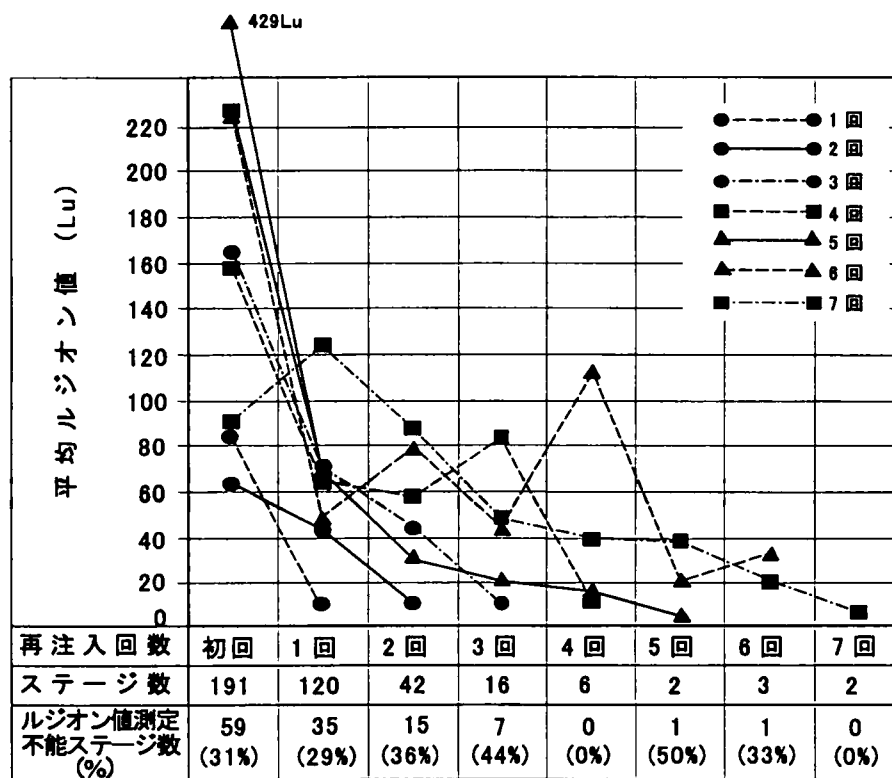
いてゲルタイムを調整することで早期に有効な注入が可能となり、注入量の大幅な抑制と併せて注入時間の短縮に大きく寄与したものと考えられる。

表－7.5.1 注入次数別の急硬性グラウト使用実績

次 数	全ステージ数	急硬性グラウト 施工ステージ	使用比率 (%)
P孔 (c.t.c=12m)	460	91	19.8
1次孔 (c.t.c=6m)	448	45	10.0
2次孔 (c.t.c=3m)	711	33	4.6
3次孔 (c.t.c=1.5m)	1,135	20	1.8
チェック孔 (c.t.c=0.75m)	1,295	2	0.2
全 体	4,055	191	4.7



図－7.5.1 注入前ルジオン値別の急硬性グラウト使用頻度



図ー 7. 5. 2 急硬性グラウトの再注入過程でのルジオン値の収束傾向

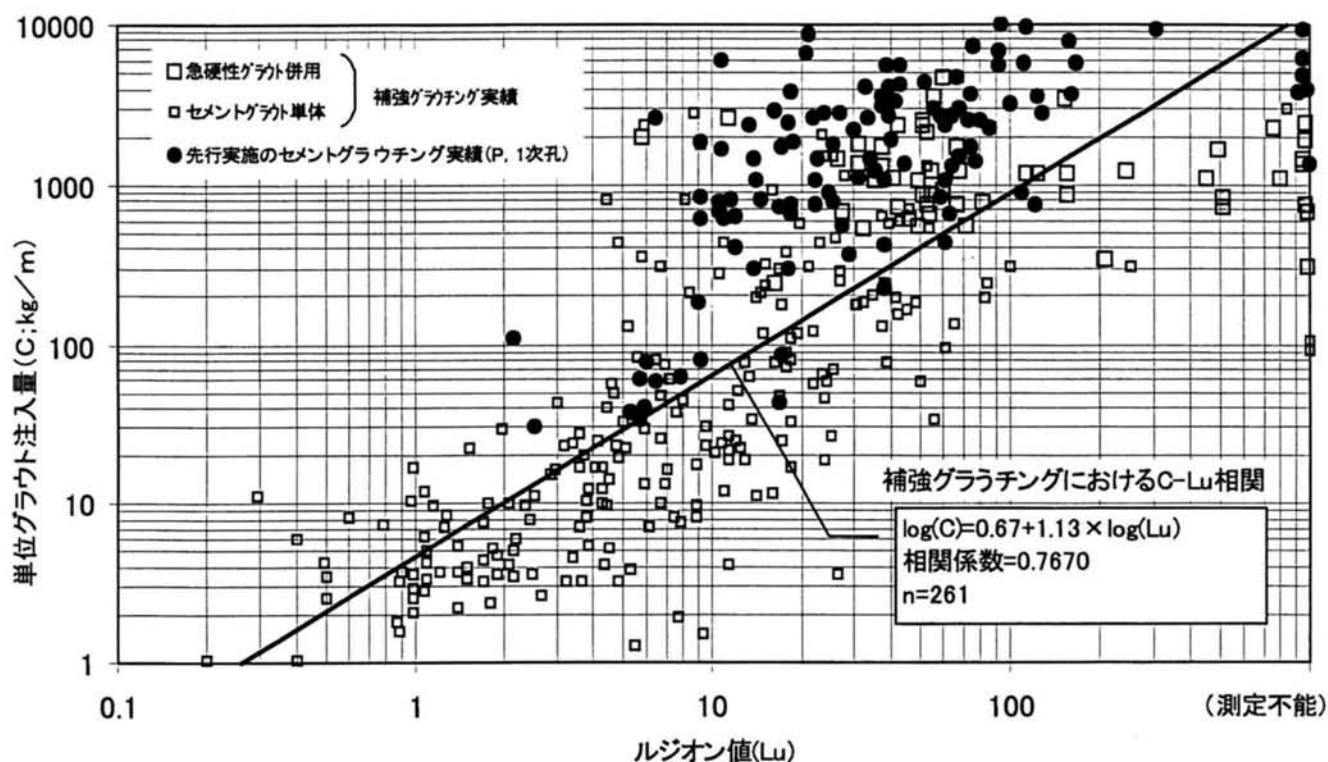


図-7.5.3 ルジオン単位グラウト注入量相関図

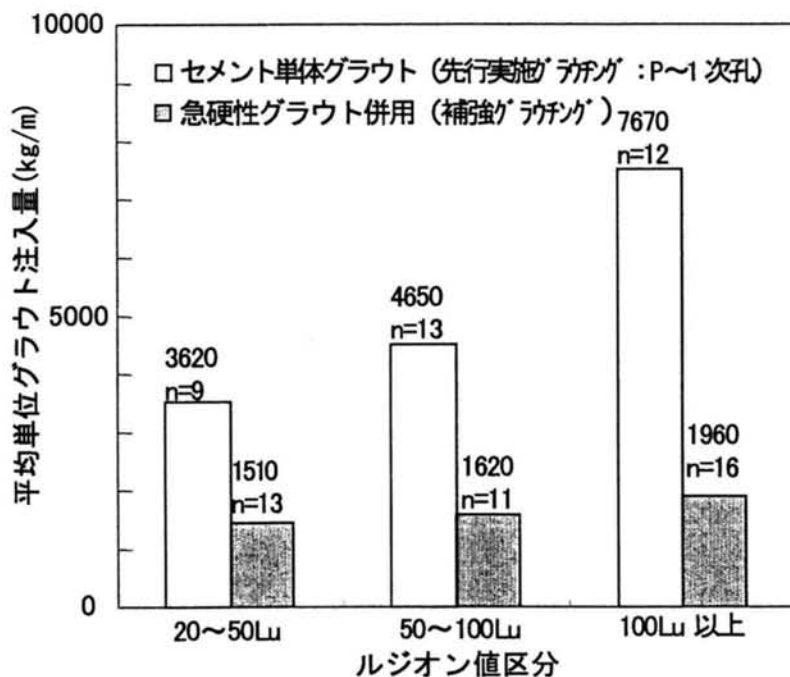


図-7.5.4 急硬性グラウト使用の有無による

ルジオン値区分単位注入量 (トンネルゾーン)

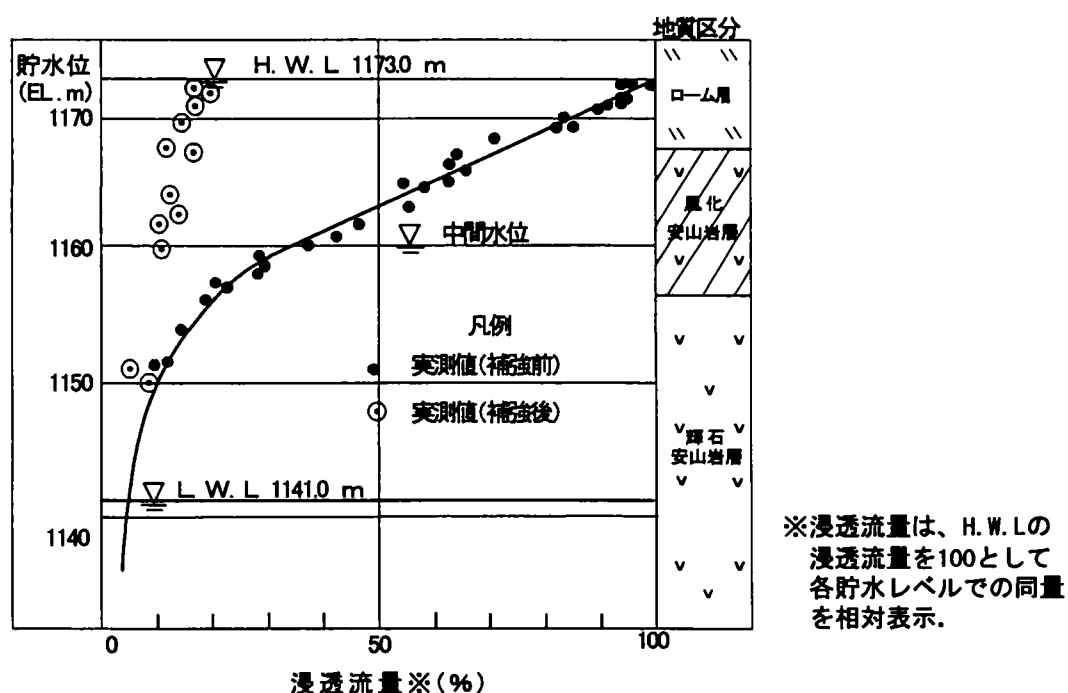
7. 5. 2 止水効果の確認

急硬性グラウトを用いた補強グラウチングを完了後、再び湛水による左岸からの浸透水量を計測したが、満水位において、図－7. 5. 5に示すとおり、補強前に比べ数分の一に低減し、10 年以上経過した現在においても、浸透水量はほとんど変化が認められない。

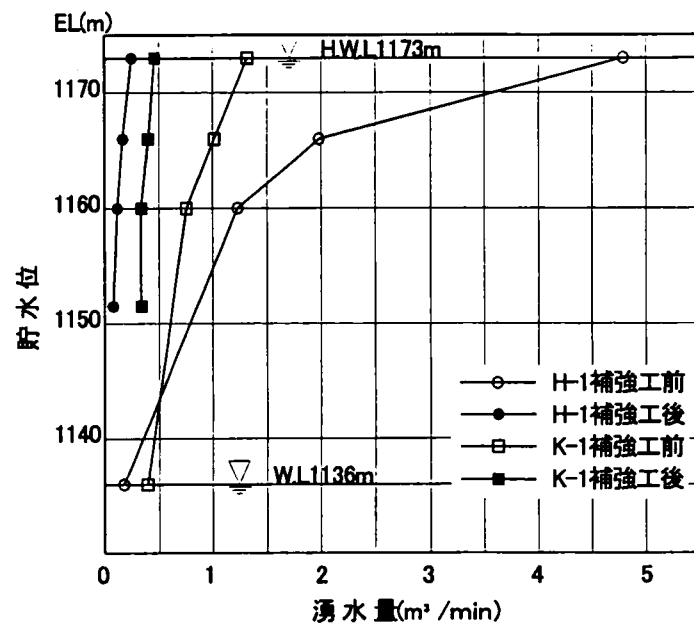
下流の湧水箇所（図－3. 2. 1（1）に示す K1・H1）における湧水量についても、図－7. 5. 6に示すとおり、補強後は激減し、急硬性グラウトを用いた補強グラウチングの止水効果の大きさを実証している。

またリムグラウトカーテンの下流に位置する地下水位観測孔-7K,-4M,-6O（位置は図－3. 2. 1（1）参照）における補強グラウチング後の地下水位は図－7. 5. 7に示すように著しく低下した。またグラウトカーテンを挟む地下水位観測孔での観測結果においても、補強グラウチングによる効果は明瞭であり、その一例を図－7. 5. 8に示す。急硬性グラウトを用いたグラウチングにより所定のグラウトカーテンが形成され、これにより浸透流量が大きく抑制されたことを示している。いずれの観測値も10 年以上経過した現在、変化が認められず安定している。

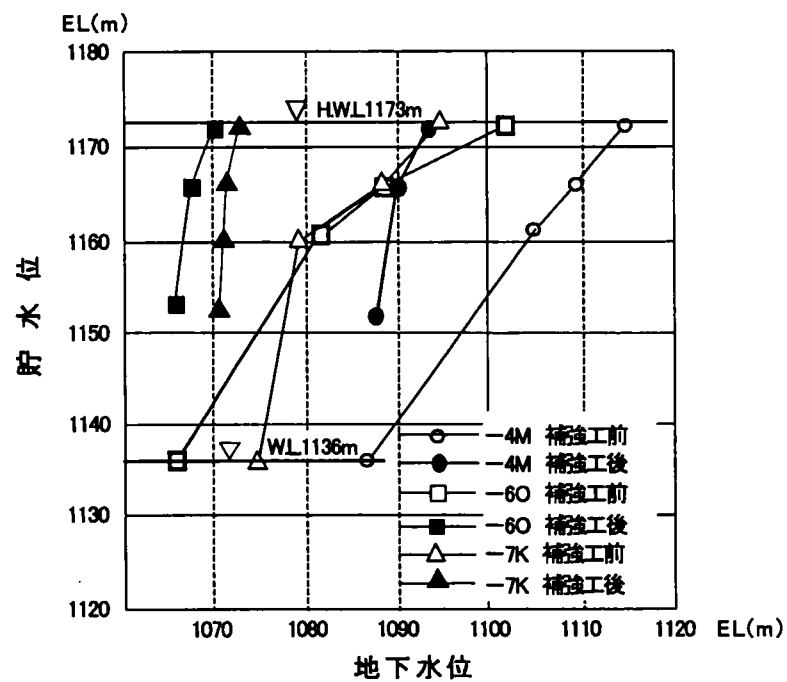
以上のことから急硬性グラウトを用いたグラウチングの有効性ならびに急硬性グラウトの耐久性が実証されたものと判断される。



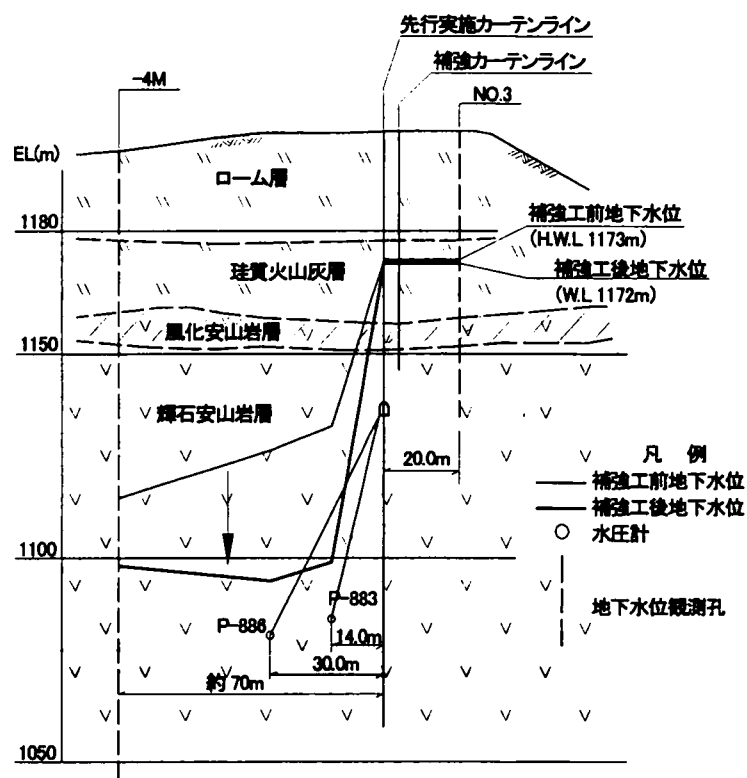
図－7. 5. 5 貯水位と浸透水量との関係



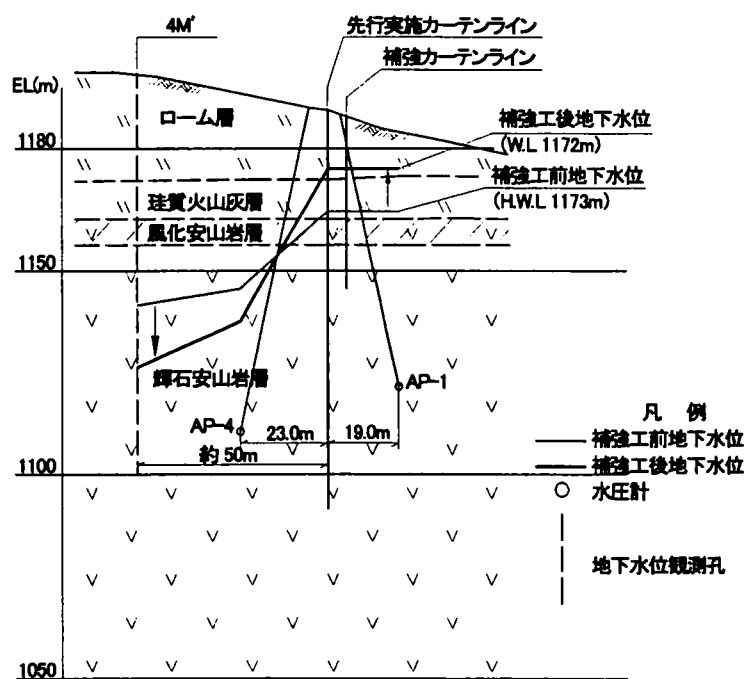
図－7. 5. 6 貯水位と下流湧水量との関係



図－7. 5. 7 貯水位と地下水位の関係



T-2断面 (図-3.2.6参照)



A-1断面 (図-3.2.6参照)

図-7.5.8 地下水位分布図

7. 6 今後の止水処理設計・施工への提言

- ・ ダム基礎ならびに湛水池周辺に実施する止水処理グラウチングも設計において、最も重要なことは対象岩盤の透水性、特に層流状態での透水性を精度高く評価することである。周辺地山の地下水位が低い場合には、ダム湛水による浸透流が広域に及ぶことが想定され広域的な透水性の分布を把握することが、浸透流の抑制を目的とする止水処理設計においては極めて重要となる。この透水性の評価のいかんにより、必要となる止水処理工の位置や範囲といった基本設計事項や湛水後の浸透流量の予測値が大きく左右される。

開口割れ目を有する高透水性岩盤においては、ダム基礎の透水性調査方法として広く用いられているルジオン試験によるとルジオン値は過小に評価されることを指摘した。本論文で論及したようにボーリング孔での高粘性流体試験やマクロ的な透水性評価手法としての水収支解析やトレーサー調査法などにより対象岩盤の層流状態での透水性を把握することが必要と考えられる。また BTV 調査により割れ目特性を把握し今回提案の乱流状態をも想定した P-Q 関係式を適用することにより、ルジオン試験結果から層流状態でのルジオン値を推察することも調査初期段階での透水性の概略評価として重要と考えられる。

- ・ 止水処理の範囲や深さなど基本設計を確定した後、重要なことはその設計を満足する施工方法の選択である。これまでダムの基礎処理といえば通常セメントグラウチングが一般的であり、グラウト材としてはセメントミルクが主体で特殊なケースとしてベントナイトや粘土を添加したりモルタルを使用する程度である。今回の開口割れ目を有する岩盤において、当初これらの様々なグラウト材を注入し岩盤改良を図ったが、本章で述べたように所要のグラウトカーテンを形成できなかった。その反省に立ち、今回わが国で初めてゲルタイムが調整できる急硬性グラウト材を用いて効率的にグラウトカーテンを補強することに成功した。地下水位が低く、開口割れ目を有するような高透水性岩盤においては岩盤の割れ目特性（幅、密度、走行・傾斜など）に関する BTV 調査などを実施し開口割れ目の状況を把握するとともにグラウチング試験を事前に実施し、今回採用した急硬性グラウト材も含めて対象岩盤に最適なグラウト材や注入工法を検討することが重要

である。注入仕様は岩盤の特性に応じてグラウチング試験により試行錯誤検討してゆくことが重要である。急硬性グラウト材の品質特性や注入仕様に関しては今回の適用実績の知見は大いに参考になり得るものと考えられる。

- ・ 今回採用した急硬性グラウト材のゲルタイムはセッター量の調整により 1～20 分程度まで調整できる。開口割れ目の大きさによりゲルタイムを調整し、グラウト材を無駄な範囲に逸散させないようにすることが効率的にグラウトカーテンを形成する上で重要なことである。しかしながら、実際上は岩盤の割れ目状態はボーリング孔ごとに把握できないことから、急硬性グラウトの使用フローに示したとおり注入状況に応じてある一定量の注入を終了した時点でゲルタイムを調整しながら急硬性グラウトを続行したり中断したりすることとなる。この判断基準は、開口割れ目の大きさや連続性や密度により左右されるものと考えられることから、ゲルタイムの設定時間や中断までの所要注入量などに関しては当地点で実施したように実際の適用岩盤で試験グラウチングにより検討することが必要である。
- ・ 止水グラウチング終了後のグラウトカーテンの止水性に関する品質確認の方法としてグラウトカーテン面内にチェック孔を配置して仕上がり状況を確認するのがこれまでの一般的な方法である。この場合グラウトカーテン面中央の止水性はチェックできるが形成されたカーテンの幅やカーテン横断方向の改良度は把握できない。開口割れ目を有するような岩盤においてはグラウトカーテンの仕上がり幅の管理も重要な要素となることから、今後は本章で述べたようなグラウトカーテンに直交する測線上にチェック孔を配置することやカーテンを通過する浸透経路に対するトレーサー調査などにより仕上がり厚さを把握することが必要である。

7. 7 まとめ

- (1) 開口割れ目を有する高透水性岩盤の止水処理において、高粘性のセメントグラウトに加えてベントナイトや粘土を添加し粘性を高めた注入材を用いても、注入されたグラウトは横方向へ広がらず、割れ目内を流下し、必ずしも効果的なグラウトカーテンの形成が図られないことが判明した。
- (2) 上記課題を解決する方策として、ゲルタイムが調整でき、しかも耐久性に優れた急硬性セメントがダムの止水処理グラウチングの注入材としての品質に優れていることが確認できた。ゲル化までは粘性の変化は無く流動性を保ち、急激に粘性の増大を示す本材は注入管や割れ目入り口部での閉塞の懸念も無く適材である。
- (3) 急硬性セメントを用いた試験施工の結果、注入されたグラウトは横に広がり、大きな割れ目が存在ステージにおいてもその充填が認められ、グラウトカーテンの増厚が可能となった。
- (4) 実施工に本格適用を図った結果、特に透水性の高いステージにおいて、セメント単体によるグラウチングに比べ注入量は大幅に抑制され、併せて注入時間も大きく短縮された。湛水過程での地下水位や浸透水量の実測値から急硬性グラウトを用いたグラウチングの有効性・耐久性が確認された。

参考文献

- 1)角江俊昭，白土博司：節理性岩盤の透水性評価について，亀裂性岩盤の浸透流問題に関するシンポジウム講演論文集，地盤工学会，pp.211－216，2001.
- 2)角江俊昭，石井清，吉越洋：節理性岩盤の透水性評価に関する一考察，土木学会論文集（2002.12 掲載予定）
- 3)角江俊昭，石井清，吉越洋：高透水性岩盤への急硬性グラウトの適用性評価，土木学会論文集（投稿中，2002.10）
- 4)（財）国土開発技術研究センター：無公害型薬液等注入材料の研究開発に関する研究報告書，1976.
- 5)米倉亮三，島田俊介，盛政晴：最新の恒久グラウト，土木施工，Vol.41,No.3,pp.87－93，2000.
- 6)土質工学会編：薬液注入工法の調査・設計から施工まで,pp.43－89,1988.
- 7)三輪求，米倉亮三：水ガラス系グラウト材の基本的性質について，土質工学会論文報告集，Vol.34，No.3，pp.113－121，1994.
- 8)米倉亮三，島田俊彦：薬液注入における長期耐久性の研究，土と基礎，vol.40,no.12，pp.17－22，1992.
- 9)「グラウチング技術指針・同解説」（財）国土開発技術研究センター,1983.
- 10) 三宅信雄：エトリンガイトのセメントコンクリートへの適用性に関する研究，東京工業大学学士論文,pp.5－24,1987.
- 11) 秋田勝次，木村裕俊，佐藤一義：高压ガスを有する超膨張性地山に関する研究，東京工業大学学士論文,pp.5－24,1987.
- 12) 末永充弘，元木暉里：本州方算用師工区における破碎帯の施工，土木施工，Vol. 21，No. 1，pp. 42-57，1980.

第8章 結論

まず第1章においては、近年の水力開発とりわけ大型揚水発電所の建設において、ダムの立地サイトの地質条件が厳しくなっていることと併せて揚水発電所特有の要請からできるだけ有利な落差を得ようとし河川の最上流部に地点を求めることが多くこれに伴いさらに地形や地質条件も厳しくなる傾向にある。このような背景から、ダムにより貯水される調整池からの浸透流量に関しては慎重な検討がこれまで以上に重要になってきていることの背景を述べた。

第2章では、まず岩盤の浸透流問題において、2つの課題があること、ひとつは三次元的な広がりを持つ岩盤の透水性を如何に評価するか、他のひとつは現実の浸透流問題を解析してゆくためのモデル化の問題であることに論及し、それぞれの現状での研究レベルを精査した。その上で根本的には岩盤の透水性を実岩盤の節理特性を踏まえ、的確に表現する方法論の確立がまずもって重要であるとした。

そして筆者らダム技術者がダム基礎岩盤の透水性を評価する際に現場において最も良く用いているルジオン試験について考究した。試験の結果得られるルジオン値はあくまでも透水性を表現する一つの定性的指標であること、これを透水係数のような定量的指標と関連付けるためにはいくつかの前提条件が必要であること、中でも試験時に岩盤内の流れが層流状態であることが極めて重要な条件であると指摘した。特に割れ目を有するような節理性岩盤においては、試験時に乱流となりやすく、層流状態でのルジオン値を別途求める工夫が必要であることをこれまでの知見から論及した。

第3章では、節理性岩盤のボーリングコアから1次元の割れ目モデルを作り、水と粘性流体を用いて割れ目内の流れが層流から乱流に移行する条件を実験的に検討した。割れ目幅が0.1~0.2mm以上になると動水勾配が10程度でも乱流状態となったことから、Tダムのようにさらに大きな割れ目幅を有する岩盤にあつては、試験時の動水勾配もさらに大きく乱流状態で試験されている可能性が大きい。

さらに大きな割れ目幅を設定し、しかも動水勾配をさらに大きくしても粘性流体を用いれば層流状態が得られることを確認した。

第4章では、節理性岩盤の卓越割れ目を模擬し、平行平板間放射流モデルを設定して、割れ目内の流れが乱流・層流併存する場合の注入圧力と注入流量の関係について定式化した。そしてその妥当性を室内試験により確認した。また入り口部付近での流

動状況や圧力損失を確認するため三次元 FEM 流動解析を行い、理論解ならびに実験結果の妥当性を確認した。これより注入圧力はまず注入孔から割れ目に注入される入り口部で損失され、次に入り口部付近の流速の大きい範囲においては乱流による圧力損失も無視できないことを確認した。

ルジオン試験の結果得られるルジオン値に $1 \times 10^{-5} \text{cm/s}$ を乗じて透水係数に換算されることが多いが、これは理論上岩盤内の流れが層流状態の場合においてのみ有効であり、乱流や入り口部での損失が生じるような場合においてはこの換算係数は意味をもたない。このことが、開口割れ目を有する岩盤に関して、ルジオン値から換算される透水性が層流状態での透水性に比べ過小評価される要因であることを明らかにした。

第5章では、卓越する開口割れ目を有する複数の節理性の岩盤に対して、高粘性流体試験を行い層流状態での透水性を求め、同じステージで実施したルジオン試験結果と比較した。その結果、両者間には大きな乖離が認められ、後者によるルジオン値は層流状態での換算ルジオン値（前者の試験結果）に対し、10 ルジオン以上になると1オーダー以上過小評価となることを示した。

また、高粘性流体透水試験から評価される限界レイノルズ数は、130 以下であり10以下のものも多く、平行平板の一般値（2000 程度）に比べてかなり小さいことが判明した。さらに、当地点のような節理性岩盤においては層流状態を得るための流速は極めて小さく、水によるルジオン試験においては有効注入圧力を 0.1kgf/cm^2 以下に抑えることが必要となるため、層流状態でルジオン試験を行うには高粘性流体の使用が不可欠である。

今回試験対象となった岩盤においては、ステージ内の開口幅の大きな割れ目上位数本によりほぼ注入流量が支配されることが判明した。このことから、卓越する開口割れ目に着目して試験ステージの割れ目モデルを設定した。このモデルに対し上記理論式により計算される層流および乱流それぞれの状態でのルジオン値の関係は、前述の原位置試験結果に見られる関係とよく整合した。

以上の結果から、卓越する開口割れ目を有する節理性岩盤においては、開口割れ目の特性（開口幅や本数など）を調査し、また高粘性流体試験を実施し限界レイノルズ数の範囲を把握した上で、今回の理論式を適用することによりルジオン試験結果（ルジオン値）から層流状態での換算ルジオン値を推定することの有用性を示した。

第6章では、筆者が関係した揚水発電所の上部ダム（T地点）に分布する開口割れ

目を有する節理性の輝石安山岩層に対して、高粘性流体試験、水収支解析ならびにトレーサー調査を実施し層流状態でのルジオン値を評価した。その結果、T地点の輝石安山岩層の層流状態での透水性は、高粘性流体試験結果に基づき推定される値、また水収支解析やトレーサー調査の結果からマクロに推定される値ともに、ルジオン試験結果の数十倍となった。

また湛水過程での浸透水量や地下水位の実測データに照合するように輝石安山岩の透水性を主なパラメーターとして準三次元浸透流解析を行い、輝石安山岩の透水性を同定したが、その結果は水収支モデル解析やトレーサー調査によりマクロに評価した透水性と同等であったことから、今回実施した上述のマクロな評価手法は有効であることを実証するものと考えられた。

第7章では、湛水過程において中間水位以上になると浸透水量が急増する現象の主因として、セメントグラウチングによるグラウトカーテンの仕上がりに問題があるとの浸透流解析の結果を踏まえ、既実施のグラウトカーテンに関して試験・調査を行い、開口割れ目を有する岩盤におけるグラウチングの問題点を分析した。

開口割れ目を有する高透水性岩盤の止水処理において、高粘性のセメントグラウトに加えてベントナイトや粘土を添加し粘性を高めた注入材を用いても、注入されたグラウトは横方向へ広がらず、割れ目内を流下し、必ずしも効果的なグラウトカーテンの形成が図られないことが判明した。その考察に基づき、割れ目を有する岩盤に対して効果的な注入材、注入工法について論及した。

上記課題を解決する方策として、わが国のダム基礎処理では初めての採用となる、ゲルタイムが調整できしかも耐久性に優れた急硬性セメントが止水処理グラウチングの注入材としての品質に優れることを確認した。ゲル化までは粘性の変化は無く流動性を保ち、急激に粘性の増大を示す本材は注入管や割れ目入り口部での閉塞の懸念も無く適材である。

急硬性グラウトを用いた試験施工の結果、注入されたグラウトは横に広がり、大きな割れ目が存在ステージにおいてもその充填が認められ、グラウトカーテンの増厚が効率的に図られた。以上の結果を踏まえ、実施工に本格適用を図った結果、特に透水性の高いステージにおいて、セメント単体によるグラウチングに比べ注入量は大幅に抑制され、併せて注入時間も大きく短縮された。湛水過程での地下水位や浸透水量の実測値から急硬性グラウトを用いたグラウチングの有効性・耐久性を確認した。

本論文の第一の主題である開口割れ目を有する節理性岩盤における透水性の評価に関して、これまでダム基礎岩盤の透水性調査法として広く用いられてきたルジオン試験によりルジオン値を求めると過小評価となること、その過小評価となる要因として割れ目内の流れが乱流となりこのことによる圧力損失に加えて割れ目入り口部での圧力損失が大きくこれが注入圧力(P)と注入流量(Q)の関係に影響することを理論的・実験的・現場実証的に明らかにした。そして今回提案した P-Q 関係式によりルジオン試験によるルジオン値から層流状態でのルジオン値をボーリング孔内の割れ目情報に基づいて推察しうることを示した。

第二の主題である開口割れ目を有する岩盤に対する効果的な注入工法に関しては、ダム基礎グラウチングとしてこれまで広く用いられてきたセメントグラウチングでは効率的かつ経済的なグラウトカーテンの形成は難しいこと、これに替わる工法としてわが国で始めてゲルタイムを調整できる急硬性グラウトを用いたグラウチングを考案しこれの有効性を現場実証的に明らかにした。

謝辞

本論文は、私が東京電力㈱玉原揚水発電所の上部ダムである玉原ダムの建設に関わり、ダムの左岸に分布する節理性の岩盤に関連した浸透流問題に端を発して研究・検討したことの集大成であります。

貴重な現場の経験と検討成果を是非纏めるようにとの激励のお言葉をいただき、終始懇切なるご指導を賜りました京都大学大西有三教授に対して深甚なる謝意とお礼を申し上げます。

大学の恩師でもある赤井浩一京都大学名誉教授には、論文作成に当たり励ましのお言葉を頂戴し、また仕事との両立についてご心配いただくなど温かく見守ってくださいました。

岡山大学西垣誠教授には、岩盤浸透流に関する室内実験の計画や評価に関して直接的なご指導を賜り、また理論展開や論文の作成に関して詳細なるご助言に加えて終始励ましのお言葉を賜りました。

京都大学宮川豊章教授、小野紘一教授、青木謙治教授ならびに大津宏康助教授には本論文をご査読いただき、貴重なご意見とご指導を賜りました。

ダム左岸の止水対策工の設計や施工に関しては、浸透流挙動の分析・評価や種々の試験調査の計画・実施の各段階において、社内建設部専門技術委員会の故藤井敏夫委員長ならびに岡本舜三東京大学名誉教授はじめとする委員の方々にご懇篤なるご指導を賜りました。

また、石井清博士（元東京電力㈱常務）ならびに吉越洋博士（東京電力㈱取締役）には、現場における設計・施工に関するご指導・ご鞭撻を長年にわたり頂戴し、本論文を纏めるに当たりまして励ましのお言葉とご協力を賜りました。

理論展開や実験結果の評価に関して、山口嘉一博士（独立行政法人土木研究所）や埼玉大学渡辺邦夫教授さらには電力中央研究所流体科学部の田中伸和部長はじめ江口譲博士には懇切なるご指導を賜りました。

論文の作成に当たり、とりわけ理論展開に関して常に真摯な議論と検討を重ねていただいた岸裕和氏（東京電力㈱神流川水力建設所南相木工事事務所）には多大なるご協力を賜りました。

以上の方々に加えて様々な形でご指導、ご協力いただきました諸先輩ならびに関係

各位に厚くお礼申し上げます。

本論文を纏めるまでの長い期間、辛抱強く私を支え見守ってくれた妻（由美子）と子供達（俊一郎，由紀子，典子）に感謝します。ありがとう。

そして、終生、私を陰に陽に励まし続けてくれ、本論文の草稿を見せた時に喜んでくれた今は亡き母（みつ）に衷心より感謝します。

最後に、本研究成果がダム技術の発展に、また現場のダム技術者に少しでも役立つことを祈念し、本論文を締めくくりたいと思います。

《玉原ダム全景（ダム下流より展望）》

